

ESTUDO DA SOLDADURA EM CARGA DE UMA TUBAGEM API 5L

Pedro Nuno Martins Romão de Carvalho

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em
Engenharia Mecânica

Orientador: Professora Doutora Rosa Maria Mendes Miranda

Julho de 2010

AGRADECIMENTOS

Começo começar por agradecer aos meus filhos, Gonçalo, Henrique e Bernardo e à minha fantástica esposa Annie pela motivação, compreensão, amor, carinho e dedicação que demonstraram ao longo desta fase apoiando-me e incentivando-me para a realização desta dissertação.

Agradeço também à professora e orientadora desta dissertação a Dra. Rosa Maria Mendes Miranda, por me ter aceite e orientado ao longo da realização desta dissertação, sempre encontrando uma forma de me motivar para a concluir.

À Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa, casa à qual retornei para completar mais uma etapa da minha vida, pela facilidade e disponibilidade que sempre demonstraram algo inédito em instituições públicas.

Quero agradecer à CME S.A. pela compreensão e disponibilidade oferecida para a realização desta dissertação, facultando-me o tempo e as ferramentas necessárias para a concretização deste passo, que mais uma vez souberam valorizar a mais valia académica numa era altamente conturbada motivada quase exclusivamente pela valorização económica das pessoas.

Por ultimo, quero agradecer a todos os que directa ou indirectamente me ajudaram a vencer os desafios, dando-me acesso a literatura com a única motivação digna da pura amizade.

Obrigado a todos.

RESUMO

Face à necessidade de realizar reparações e ligações em gasodutos existentes, tornou-se vantajoso a execução destes trabalhos sem interrupção de funcionamento da instalação. Tal implica a execução da soldadura de um acessório em aço carbono à tubagem em serviço, solidarizando-o de modo a manter o conjunto estanque para a máxima pressão de operação. Esta dissertação aborda os problemas operativos identificados na operação de soldadura denominada em carga, assim como a forma de minimizar, baixando o risco de uma intervenção potencialmente perigosa. Nela são abordadas as duas maiores preocupações na operação de soldadura em carga: a perfuração inadvertida da tubagem (“burnthrough”) e o fenómeno de fissuração a frio, qualquer delas originando o colapso catastrófico da instalação podendo comportar em casos mais severos a perda de vidas humanas. Para validar as diversas práticas operativas destinadas a minimizar estes dois fenómenos, foram efectuados estudos térmicos para verificação do tipo de escoamento, da necessidade de pré-aquecimento e temperatura interpasses, validação da entrega térmica, da geometria das juntas e da sequência de deposição de passes. Adicionalmente, foi verificada a adequação do material API 5L X70 para a execução de Intervenções em Carga, em termos de resistência à fissuração a frio. Finalmente, elaboraram-se procedimentos de soldadura destinados a diminuir a incidência dos problemas identificados. Nos últimos anos foram desenvolvidos no campo da engenharia abordagens académicas e experimentais, com vista ao desenvolvimento de aplicações manuais ou computacionais. Verificou-se nesta dissertação a necessidade de aprofundar os estudos de escoamento de calor recorrendo a métodos de elementos finitos para as geometrias envolvidas e tipo de fluido.

PALAVRAS-CHAVE

Soldadura em carga, perfurações por soldadura de tubagem, fissuração a frio, procedimentos de soldadura em carga.

ABSTRACT

Regarding the need to perform repair operations and connections to existent pipelines, a major advantage arise from welding the fittings without decommission the lines. To accomplish this, it was needed to weld a fitting made of carbon steel to the outside pipeline wall which remains in service. Those fitting welds have to be made in such a way so that tightness between both has to be assured till the maximum working pressure. This thesis approaches the operational problems that arise from in-service welding operations, giving the correct support to minimize a dangerous potential operation. It focus on the major concerns of in-service welding which are: burnthrough and cold cracking, either breaching the pipeline at some point, which could result in total installation collapse with lost of lives. To minimize these events, thermal analyses were made to verify the heat flow conditions, like pre-heat and interpass temperatures, heat input validations, joint geometries and weld deposition sequence. Additionally it was showed that the API 5L X70 material is suitable for in-service welding, regarding Cold Hydrogen cracking. Finally, welding procedures were produced aiming to overcome such welding problems. In recent years, several approaches have been developed in Engineering, both academic and experimental, which lead to manual or computerized applications. Nevertheless, this theses showed that, on future works, thermal flow studies should be done by FEM (Finite Elements Methods) for several fittings geometries and fluid flows.

KEY-WORDS

Hot taping welding, Burnthrough, cold cracking, hot taping welding procedures

ÍNDICE

1. INTRODUÇÃO E OBJECTIVOS.....	10
2. CARACTERIZAÇÃO DA SITUAÇÃO EM ESTUDO	13
2.1 Processos de Soldadura.....	17
2.2 Problemas de soldabilidade.....	18
2.3 Materiais Base.....	22
2.4. Controlo Não Destrutivo.....	24
2.5 Códigos e regulamentos de construção.....	25
2.6 Fluidos de transporte.....	26
2.7 Considerações sobre o Processo de Soldadura – SMAW.....	27
3. MATERIAIS E MÉTODOS	37
3.1 Análise térmica	38
3.2 Análise estrutural e mecânica	40
3.3 Cálculo da entrega térmica por passe de soldadura	43
3.4 Ensaios metalográficos e mecânicos.....	44
4. RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	46
4.1 – Análise Térmica.....	46
4.2 Análise Metalográfica e Durezas das Soldaduras Circunferenciais.....	55
4.3 Verificação da susceptibilidade à fissuração a frio.....	57
4.4 Ensaio de Dureza das Juntas Soldadas C1 e C2	59
4.4.1. Junta Soldada C1.....	59
4.4.2. Junta Soldada C2.....	60
4.5 Micrografias da Junta Soldada.....	61
4.6 Ensaios Mecânicos.....	64
4.7 Análise de Nick-breaks e Macrografias.....	67
4.8 Cálculo da espessura de parede da tubagem	67
5.PROCEDIMENTOS DE SOLDADURA RECOMENDADOS.....	69
5.1. Procedimento de Soldadura para espessuras inferiores a 6,4mm	70
5.2. Procedimento de Soldadura para espessuras superiores a 6,4mm	73
6. CONCLUSÕES	76
ANEXOS	84
ANEXO I	85
Exemplo de uma WPS destinada à execução do provete numa soldadura longitudinal.....	85

ÍNDICE DE FIGURAS

Fig. 1 - Soldadura de um T de derivação	14
Fig. 2 - Ilustração do problema de “Burnthrough”	15
Fig. 3 – Fissuras em zonas de concentração de tensões.....	16
Fig. 4 – Esquema das diversas zonas de uma junta soldada em aço evidenciando a Zona B mais susceptível ao desenvolvimento de estruturas Martensíticas durante o arrefecimento [11].....	18
Fig. 5 - Estrutura macrográfica no diagrama Ferro-Carbono [11].....	19
Fig. 6 - Diagrama relacionando Vel.arrefecimento – Microestrutura/Durezas Obtidas.....	20
Fig. 7 - Solubilidade do Hidrogénio no aço na gama de temperaturas [10].....	21
Fig. 8 - Difusão de Hidrogénio no aço [10].....	21
Fig. 9 – Ilustração do processo de pré-aquecimento do cordão de soldadura.....	22
Fig.10 – Ilustração da execução de Ultra-sons ao tubo base.....	25
Fig.11 – Recomendação API 1104 para certificação de procedimentos e soldadores [6].....	28
Fig.12 – Soldadura envolvidas na soldadura do acessório à tubagem [6].....	30
Fig.13 - Exemplo de deposição de passes (1,2,3), e dos passes de Enchimento.....	32
Fig.14 - Exemplo de soldadura longitudinal de acessório com 60mm de espessura.....	33
Fig.15 – Recomendação para execução de chanfro.....	34
Fig.16 - Dimensionamento da geometria do cordão de soldadura e posicionamento de cordões.....	35
Fig. 17 – Esquema da sequência de execução e localização dos passes de soldadura.....	39
Fig. 18 – Localização dos termopares na tubagem em ensaio.....	39
Fig. 19 - Geometria de Junta das Soldaduras Longitudinais e Circunferenciais executadas.....	41

Fig.20 – Disposição correcta do posicionamento de passes para obter um cordão final revenido através da correcta deposição dos passes seguintes [13].....	41
Fig. 21 – Localização de passes na soldadura longitudinal.....	41
Fig. 22 – Localização dos passes na soldadura circunferencial.....	42
Fig. 23– EN910 - Relação entre dimensão dos mandris e do provete.....	45
Fig.24 – Gráfico de redução da resistência mecânica com aumento da Temperatura [9].....	47
Fig. 25 – Diagrama TTT-TAC para tubo API 5L X70 [50].....	52
Fig. 26 - Macrografia da soldadura circunferencial C1 em X70 (ampliação 2,2 vezes).....	56
Fig. 27 – Exemplo de fissuração no limite da zona soldada.....	56
Fig. 28 - Macrografia da soldadura circunferencial C2 em X70 (ampliação: 2,1x).....	57
Fig. 29 – Relação entre o factor Pw e o tempo de arrefecimento [19].....	59
Fig. 30 – Identificação da colocação das impressões de dureza C1.....	60
Fig. 31 – Identificação da colocação das impressões de dureza C2.....	61
Fig. 32 – Micrografia ao material base do tubo.....	62
Fig. 33 – Micrografia da ZTA.....	62
Fig. 34 – Micrografia na zona fundida da parede do acessório.....	63
Fig. 35 – Variações de soldaduras em acessórios destinados a Intervenções em carga.....	71
Fig. 36 – Correlação entre entrega térmica e o tempo de arrefecimento entre 800°C e 500°C [29].....	72
Fig. 37 – Deposição de sequência passes “buttering” e revenidos.....	73
Fig. 38 – Passes paralelos corridos.....	74
Fig. 39 – Exemplo para a Selecção de gráficos do EWI para calculo da Entrega Térmica em função da espessura da tubagem.....	75

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1 – Parâmetros de soldadura no provete API 5L Gr.B.....	39
Tabela 2 - Registo das temperaturas atingidas no interior e a meia parede....	40
Tabela 3 – Parâmetros de soldadura para as soldaduras longitudinais.....	42
Tabela 4 – Parâmetros de soldadura para as soldaduras circunferenciais.....	43
Tabela 5 – Valores da entrega térmica calculados.....	44
Tabela 6 – Resultados dos ensaios de rotura.....	65
Tabela 7 – Resultados dos ensaios de Tracção dos provetes das soldaduras Circunferenciais C.....	65
Tabela 8 – Resultados dos ensaios de Tracção dos provetes das soldaduras Longitudinais L.....	65
Tabela 9 – Resultados dos ensaios de dobragem dos provetes das soldaduras Longitudinais L.....	66
Tabela 10 – Resultados dos ensaios de dobragem dos provetes das soldaduras Circunferenciais C.....	66

LISTA DE ABREVIATURAS

API – American Petroleum Institute

SER – Soldadura por Eléctrodo Revestido

TIG - (Tungsten Inert Gas), soldadura

ZTA – Zona Termicamente Afectada

MB - material de base

ZF – Zona fundida pela soldadura

WPS – Welding Procedure Specification

AWS – American Welding Society

VACPAC – Embalamento de eléctrodos por vácuo

NDT – Testes não destrutivos

Tewi – Teste arrefecimento de acordo com o procedimento de ensaio descrito na
EWI

EWI – Edison Welding Institute

Pipeline – Gasoduto, oleoduto ou multiserviços

DCEP – Direct Current Electrode Positive – Eléctrodo positivo corrente continua

DCEN - Direct Current Electrode Negative – Eléctrodo neutro corrente continua

Nickbreaks test – Teste mecânico evasivo no provete para verificação do interior da
zona soldada.

TTT-TAC – diagrama Transformação Tempo Temperatura – Transformação
arrefecimento continuo

PRCI – Pipeline Research Council International, inc.

IIW – International Institute of welding

1. INTRODUÇÃO E OBJECTIVOS

Este trabalho visa estudar a reparação por soldadura em carga de tubagens de transporte de hidrocarbonetos, mais concretamente a perda de resistência de parede devida à temperatura atingida durante a soldadura.

Para isso estudou-se a soldabilidade do material, o ciclo térmico e a extensão de cada uma das zonas durante a soldadura.

É reconhecido que existem duas razões primordiais de preocupação na soldadura em carga em tubagens que se encontram pressurizadas com Hidrocarbonetos: a primeira reside no risco de perfuração da tubagem devido à perda de resistência mecânica por efeito do ciclo térmico de soldadura, que conjuntamente com a pressão interna do fluido pode originar o colapso da parede e uma segunda por fissuração devida à presença de Hidrogénio, já que as soldaduras efectuadas em carga arrefecem a uma taxa acelerada em resultado do calor removido pelo fluido que circula no interior da respectiva tubagem. A primeira ocorre maioritariamente em tubagem de espessura reduzida (<6mm) e a segunda em todas as situações.

Assim, fez-se uma abordagem a estes dois problemas recorrendo num caso à utilização de tubagem API 5L Gr.B de parede fina através da verificação das temperaturas atingidas no interior da parede da tubagem aquando da realização de soldaduras circunferenciais na parede exterior, inferindo a ligação das temperaturas atingidas com a diminuição da sua resistência mecânica (tensão de cedência) e consequente rotura. O segundo caso, visou o estudo de uma tubagem API 5L X70 de parede grossa, onde se procurou analisar a susceptibilidade à fissuração a frio, e a sua existência após a realização de soldaduras circunferenciais, através de um procedimento cuidado.

De acordo com o código API 1104, a perfuração em tubagens em serviço com paredes superiores a 6,4 mm, desde que soldadas com recurso a eléctrodos básicos (EXX18 tipo) e seguindo as práticas descritas são bastante improváveis de ocorrer. Contudo, existe uma lacuna de conhecimento sobre as razões subjacentes

a estas práticas que importa conhecer e desenvolver com o objectivo de melhorar os procedimentos em uso, minimizando riscos, e consequentemente custos.

A técnica de soldadura em carga é potencialmente perigosa e dessa forma só deve ser levada a cabo, quando for assegurada tecnicamente como viável e garantir que oferece vantagens sobre outros processos. Estas vantagens poderão ser estritamente económicas, e em algumas situações em que proporcionam factores de segurança e ambientais menos adversos do que recorrendo a métodos mais convencionais, como por exemplo, a colocação fora de serviço da tubagem a intervir.

Esta decisão da realização da intervenção por soldadura em carga, deve ser considerada nas diferentes fases do projecto, em factores que a suportam, como sejam:

- Segurança na operação
- Condições do equipamento/tubagem em causa
- Configuração da ligação a realizar
- Requisitos de códigos / especificações construtivas
- Condições operacionais
- Verificação da conformidade das características operacionais dos equipamentos para realizar a ligação (pressão, geométricas, natureza do produto, temperatura do fluido)
- Problemas operacionais com a soldadura (caudal do fluido no interior da tubagem, geometria do cordão)
- Viabilidade económica
- Considerações ambientais.

Nesta dissertação iremos abordar fundamentalmente as questões técnicas que envolvem as condições operacionais da soldadura em carga, suas condicionantes e variantes, que permitem a obtenção de uma ligação isenta de defeitos, permitindo manter a integridade da tubagem em serviço e dos intervenientes fisicamente envolvidos no processo.

A dissertação está estruturada da seguinte forma: o capítulo 2 é dedicado ao enquadramento do problema e à sua abordagem teórica. No capítulo 3 expõem-se os materiais e métodos experimentais utilizados. No capítulo 4 apresentam-se e discutem-se os resultados. Finalmente no capítulo 5 conclui-se da exequibilidade do processo e demonstra-se a sua aplicabilidade na generalidade dos casos, seguindo as operações aqui descritas. Infere-se também da necessidade da utilização de software que permita prever o processo e facilitar a sua utilização em campo, como seja controlar a entrega térmica do processo.

2. CARACTERIZAÇÃO DA SITUAÇÃO EM ESTUDO

A utilização de Gás natural como recurso energético de primeira linha a nível mundial, permitiu impulsionar a actividade de construção de Gasodutos em todo o Mundo, com elevada proliferação nos países industrializados [1]. Esta rede de tubagens enterradas (Gasodutos) à qual se adicionaram estações de bombagem intermédias (para que fosse eficaz o seu transporte) conduzem o Gás Natural de forma eficiente, sendo consideradas de baixo risco e diminuto impacto ambiental na fase de exploração, quer seja através da eliminação do transito de veículos terrestres, do risco de explosão associado à majoração dos coeficientes de resistência atribuídos na fase de projecto, ou da eliminação de zonas com atmosfera gasosa explosiva e da baixa incidência de atentados terroristas, dada a incerteza da localização da infra-estrutura.

O crescente consumo de Gás Natural tem originado o aumento do caudal, levando à instalação de maiores diâmetros de tubagem e de maiores pressões de serviço, tornando necessário o aumento de resistência dos aços construtivos para reduzir a espessura da parede resistente e a consequente diminuição da utilização de matéria prima, diminuindo o custo da infra-estrutura [2]. A generalização e difusão dos locais de consumo, ocasiona a necessidade de realizar novos pontos de abastecimento, através da colocação de uniões de derivação para que seja viável a continua exploração do Gasoduto, uma vez que se encontra em funcionamento alimentando industrias funcionando em continuo, tais como as industrias cerâmicas, Cogerações - instalações de produção de energia, Hospitais, entre outras. Estes mesmos gasodutos fornecem Gás Natural a zonas de elevada densidade populacional, sem que seja possível efectuar a sua suspensão de fornecimento devido ao factor humano subjacente, assim como à multiplicidade de contratos envolvidos.

No que diz respeito á abordagem da componente técnica e ambiental, a paragem de uma infra-estrutura deste tipo acarreta a despressurização do gasoduto em exploração com o seu seccionamento entre válvulas existentes, originando a

movimentação de meios humanos responsáveis pela exploração do sistema, com os devidos custos associados, procedendo à vaporização do seu conteúdo para a atmosfera, contendo hidrocarbonetos nocivos, que deverão ser minimizados através da sua combustão. Para além da componente ambiental, resulta também um forte impacto ao nível económico já que serão vaporizadas quantidades significativas de Gás Natural com os inerentes custos associados.

Impulsionado por este crescimento do numero de clientes da rede de gasodutos existentes é necessário introduzir derivações nas condutas existentes de alta, média e baixa pressão. É portanto imperioso ultrapassar a limitação à colocação de uniões de derivação apenas em períodos de tempo específicos (fins de semana), para passarem a ser colocados de forma generalizada, utilizando para tal um processo de soldadura, denominada em carga, onde existe a presença do Gás Natural a circular no interior do Gasoduto, ainda que de forma condicionada. O procedimento de realizar estas soldaduras na parede exterior do Gasoduto com a parede do tubo de derivação (habitualmente designados por T dada a sua configuração geométrica - fig.1), constitui o objecto desta dissertação.



Fig. 1 - Soldadura de um T de derivação

A execução destas soldaduras por se revestirem de um processo especial, dada a particularidade de serem efectuadas com a tubagem do Gasoduto em carga, foram alvo de diversos estudos ao longo dos anos [2], observando-se diversas “falhas em

serviço” [3] que conduziram a limitações das condições operacionais da soldadura [4], que se expõem de seguida:

- Possibilidade de perfuração do gasoduto durante a fase de fusão do processo de soldadura devido à existência de pressão no interior e à diminuição da espessura da parede resistente decorrente da diminuição da tensão de cedência do material por efeito da temperatura no banho de fusão e na Zona Termicamente Afectada da soldadura (Fig.2).

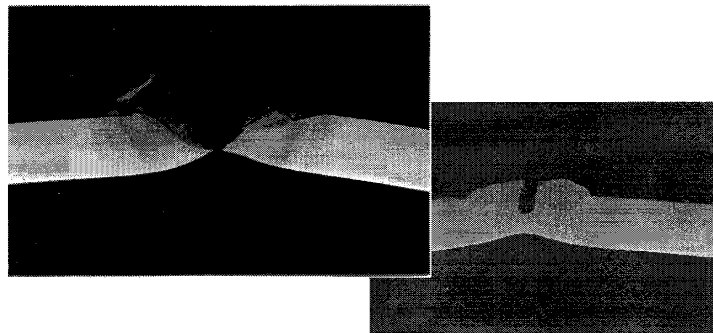
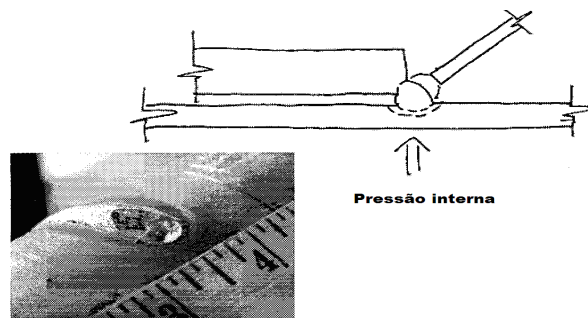


Fig. 2 - Ilustração do problema de “Burnthrough”

- Possibilidade de incorporação de hidrogénio durante o processo de soldadura, podendo originar fenómenos de fissuração a frio (Fig.3).

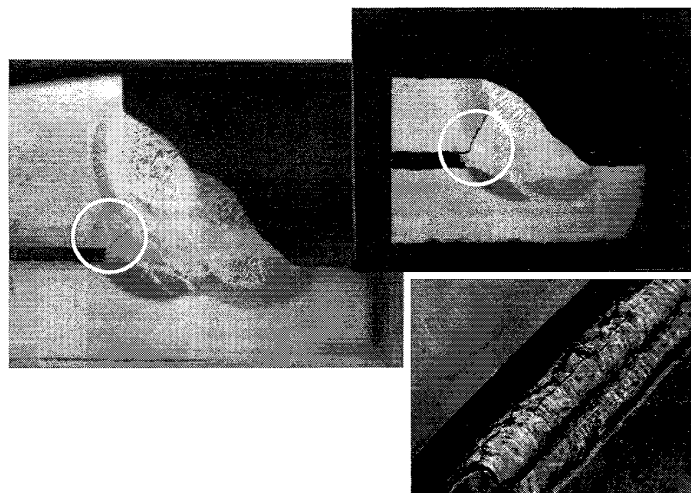


Fig. 3 – Fissuras em zonas de concentração de tensões

Dada a natureza especial do processo, este deve ser abordado de forma particular e objectiva, carecendo de aprovação rigorosa das partes envolvidas, através da determinação das condições da intervenção. Cabe à entidade que explora o gasoduto, a determinação da inevitabilidade da execução destes trabalhos, verificando os pressupostos de que se trata de uma necessidade premente e que a mesma não pode aguardar para ser realizada noutra ocasião, por forma a reduzir o risco associado a este processo.

Depois de verificada esta premissa, é realizado um estudo de viabilidade da ligação com incidência dos materiais constantes do gasoduto existente e do acessório a utilizar, tendo sido desenvolvidos diversas normas construtivas e códigos de boas praticas [5,6].

A execução deste processo de cálculo envolve:

- a identificação do material base do gasoduto, das características de resistência do aço utilizado e da espessura nominal utilizada.
- a determinação das características do acessório de ligação, através da definição de requisitos de pressão e geometria.
- a determinação da compatibilidade dos aços a utilizar na construção do acessório de ligação e da garantia da sua soldabilidade à tubagem existente, assim como verificação do mesmo através do código de construção, nomeadamente da necessidade de adicionar reforços ao acessório soldado [7].

- a determinação do processo de soldadura a utilizar na junta soldada entre o acessório a soldar e o gasoduto existente.
- a determinação das condições operacionais do gasoduto durante o processo de soldadura entre o acessório a soldar e o gasoduto em operação condicionada.

Para a validação destes pressupostos, são efectuados corpos de prova experimentais [6] que simulam as condições de funcionamento e ensaiados para determinar a resistência mecânica da junta soldada.

2.1 Processos de Soldadura

O processo de soldadura predominantemente utilizado neste tipo de aplicação é a soldadura por eléctrodos revestidos do tipo básico [8]. Contudo, existem outros processos alternativos, tais como, TIG (Tungsten Inert Gas), Fios fluxados e Eléctrodos revestidos com revestimento rutílico [9].

Dada a natureza e características dos trabalhos, com grande variabilidade de situações, o processo de soldadura com eléctrodos básicos tem grandes vantagens, desde logo pela grande facilidade de utilização (transporte de eléctrodos em caixas (vacpac), gerador trifásico, aparelho de soldar), boas taxas de deposição e elevado controlo da cadência de passes. A acrescer a estes factores, a utilização deste processo puramente manual, faz desta aplicação adequada às variantes encontradas, pela sua flexibilidade.

A soldadura SER é um processo com elevado controlo da entrega térmica, que se traduz numa das grandes vantagens no processo de soldadura em carga, podendo ser utilizado qualquer tipo de eléctrodo.

Para materiais base de elevada resistência (superior a API 5L X46) e espessuras superiores a 6,4 mm, o processo utiliza exclusivamente eléctrodos de revestimento básico, que quando adequadamente realizado com pré-aquecimento permite obter uma junta soldada, com boa resistência e elevada tenacidade. Este processo aliado a entregas térmicas elevadas previne a ocorrência de problemas de fissuração a frio, devido à ausência de hidrogénio na junta soldada [9].

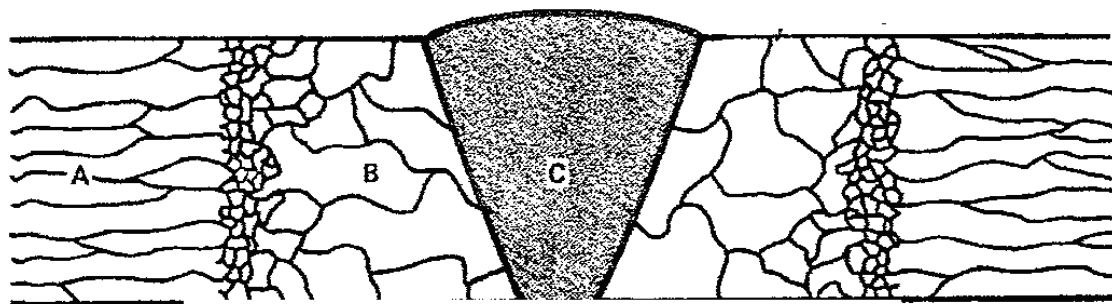
2.2 Problemas de soldabilidade

Nos aços tipicamente utilizados neste tipo de aplicação, o maior problema de soldabilidade é a fissuração a frio.

Para que ocorra fissuração a frio, é necessária a ocorrência simultânea de três condições [10].

- a incorporação de hidrogénio na soldadura.
- o aparecimento de microestruturas que favoreçam o início de fissuras, como seja a Martensite.
- A existência de tensões residuais.

Na fig. 4 apresenta-se um esquema das diferentes zonas de uma junta soldada num aço laminado.



- A – Zona trabalhada a frio (grãos alongados)
B – Zona de recristalização ou grãos equiaxiais com grãos grosseiros junto da soldadura
C – Zona fundida (Grãos com disposição colunar dendrítica)

Fig. 4 – Esquema das diversas zonas de uma junta soldada em aço evidenciando a Zona B mais susceptível ao desenvolvimento de estruturas Martensíticas durante o arrefecimento [11]

O desenvolvimento de microestruturas no aço de liga que favorecem o aparecimento de fissuras decorre da composição do aço, das velocidades de arrefecimento e do subsequente tratamento térmico. A dureza da ZTA é normalmente o indicador escolhido para verificação da existência de zonas de dureza excessiva quando comparadas com o material base ou de adição. O valor do limite superior da dureza considerado como indicador da presença de martensite é de 350 HV [11]. Contudo outros factores, como o nível de Hidrogénio retido nos

cordões da soldadura, o teor de carbono e a espessura da tubagem, condicionam a possibilidade da ocorrência de fissuração.

O que é de natureza invariavelmente operacional, atendendo a que elevadas velocidades de arrefecimento na gama das tubagens utilizadas em que a percentagem de carbono se situa à volta de 0,15 (% em peso) poderão conduzir ao aparecimento de uma ZTA com martensite de grão grosseiro, zona esta que potenciará o desenvolvimento de estruturas frágeis, duras e de baixa tenacidade, favorecendo o aparecimento de fissuração a frio. Mostra-se na fig.5 a estrutura metalográfica expectável para um aço com 0,15 %C (% em peso), tendo em conta o diagrama de equilíbrio Fe-C e a sua estrutura metalográfica.

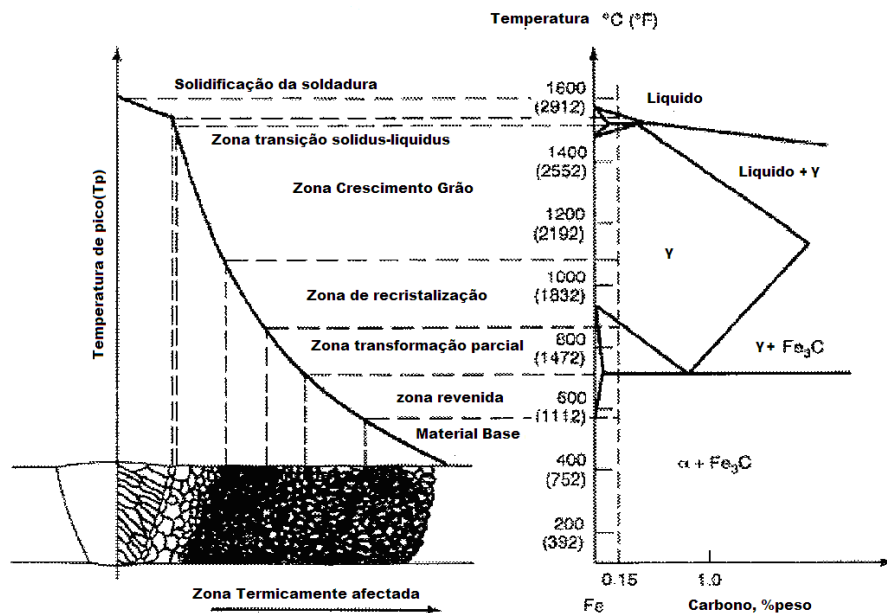


Fig. 5 - Estrutura macrográfica no diagrama Ferro-Carbono [11]

Na Fig.6 pretende-se ilustrar a relação existente entre a velocidade de arrefecimento do cordão de soldadura e zonas adjacentes com a estrutura metalográfica e consequentes durezas.

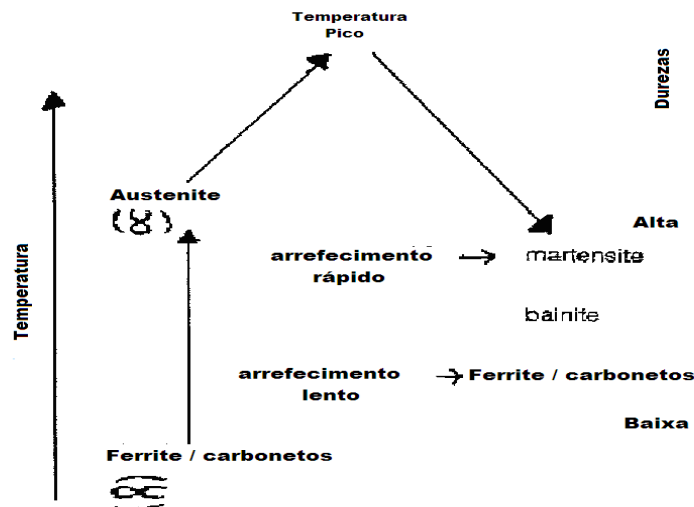


Fig. 6 - Diagrama relacionando Vel.arrefecimento – Microestrutura/Durezas obtidas

Dada a geometria da peça (junta) e o processo de soldadura por fusão, existem dilatações e contracções diferenciadas ao longo da junta soldada que originam tensões residuais. A estas acresce a rigidez entre a tubagem e a manga de reforço. O Hidrogénio deve ser eliminado através da manutenção de uma Temperatura de pré-aquecimento que através do aumento da solubilidade do hidrogénio no aço [10] decorrente do aumento da temperatura, impeça ou minimize o aparecimento de fissuração a frio [6], através da sua difusão para fora da soldadura.

Nas figs 7 e 8 ilustra-se o problema inerente à presença de hidrogénio. Com efeito, o hidrogénio apresenta uma solubilidade maior na fase austenítica do que na fase ferrítica. Assim, durante a solidificação, o hidrogénio dissolvido na fase austenítica mantém-se nesta fase. Contudo, (Fig. 8) este elemento tem um coeficiente de difusividade maior na fase ferrítica do que na fase austenítica. Assim sendo, o hidrogénio atómico dissolvido na austenite difunde para a ferrite combinando-se em hidrogénio molecular com um aumento de pressão significativo. Este aumento de pressão, associado a uma estrutura dura e de baixa ductilidade como é a martensite, conduz a fissuração, que pelo facto de ocorrer no arrefecimento a baixa temperatura, se designa por fissuração a frio.

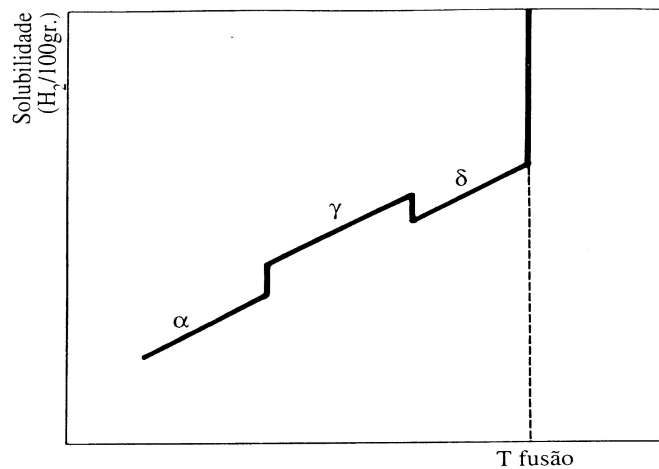


Fig. 7 - Solubilidade do Hidrogénio no aço na gama de temperaturas [10]

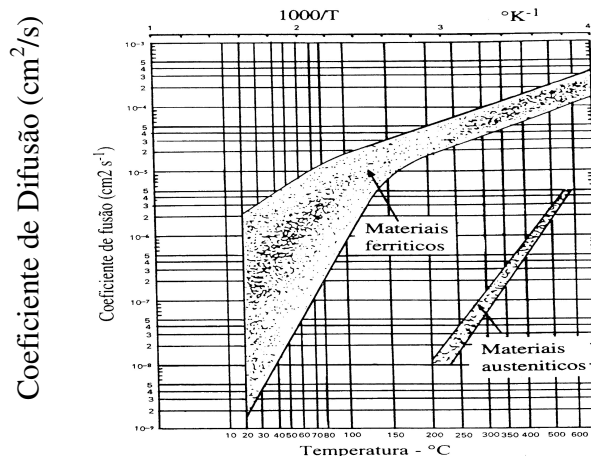


Fig. 8 - Difusão de Hidrogénio no aço [10]

Para materiais de base, com menor tensão de cedência (API 5L Gr.B) e baixa espessura, inferior a 6,4 mm, pode ser utilizado o processo SER com eléctrodos de rutilo, que permitem uma boa taxa de deposição com uma menor penetração, mas em que a maior preocupação reside na possibilidade de colapso da parede resistente.

O procedimento de soldadura deve contemplar e assegurar esta necessidade de equilíbrio entre as entregas térmicas necessárias para atingir um mínimo de penetração do cordão de soldadura sem que ocorra apenas uma colagem, devido essencialmente à incapacidade de contrariar o arrefecimento brusco da parede da tubagem pela passagem do fluido.

Também deve ser expresso no procedimento de soldadura o cuidado colocado na sequência de deposição dos passes, sendo que estes deverão ser depositados em posições tais que os passes subsequentes possam fazer um refinamento de grão e um revenido para melhorar as propriedades mecânicas finais do cordão resistente. Na fig. 9 ilustra-se a utilização de pré-aquecimento da junta soldada.



Fig.9 – Ilustração do processo de pré-aquecimento do cordão de soldadura

2.3 Materiais Base

Os materiais base com maior aplicação em gasodutos são classificados segundo a norma API 5L do American Petroleum Institute. Estes estão agrupados consoante as suas características de resistência. Possuem um revestimento exterior em Polietileno com uma espessura mínima de 2,5 mm para resistirem à corrosão, que afecta as estruturas metálicas enterradas e que ao serem protegidas por esta camada de isolante, permitem incorporar sistemas de protecção catódica passiva ou activa, conforme a agressividade do solo em que estão instaladas.

Tal como referido anteriormente, os consumos de Gás Natural estão em crescimento, aumentando a necessidade de efectuar o seu transporte em tubagens de caudal sucessivamente crescente. A forma de os incrementar passa pelo aumento das pressões de serviço e dos diâmetros das tubagens, que requerem

para a mesma classe de resistência, o aumento da espessura da parede resistente. O aumento da pressão interior e a necessidade de reduzir o peso do gasoduto levou ao aumento da procura de aços de maior resistência como os API 5L X80 até API 5L X120 que compõem as novas linhas, para que fosse possível aumentar o diâmetro e diminuir as espessuras de parede diminuindo o custo de produção, transporte e instalação [12].

A subida da classe de resistência da tubagem resulta numa maior dificuldade de soldabilidade da tubagem, verificada pela subida do carbono equivalente, assim como a diminuição acentuada da espessura da parede resistente, inviabilizando a realização das operações de soldadura em carga, já que o remanescente entre a parede resistente e a parede resistente devido à diminuição da tensão de cedência por efeito da temperatura, passa a ser reduzida não oferecendo garantias da não ocorrência de roturas em serviço.

Como elemento fundamental de uma junta soldada, constituída por acessório de envolvimento total e a tubagem que vai estar sujeita à ligação, ambos os materiais devem ser inteiramente compatíveis, quer ao nível da resistência, quer em termos da soldabilidade.

As soldaduras em carga não devem ser efectuadas em tubagem que necessitem posteriormente de tratamentos térmicos. Porém, se for indispensável a realização de tratamentos térmicos para relaxação de tensões ou normalização, tal deve ser estudado caso a caso.

Embora alguns manuais indiquem expressamente a limitação de efectuar soldaduras em carga em tubagem para espessuras inferiores a 4,8 mm (verificado por ultra-sons), tal é possível, efectuando a qualificação de procedimento de soldadura adaptado às condições mais severas de arrefecimento e consequentemente provando a sua exequibilidade, tanto operacional como metalúrgica da soldadura.

De acordo com o documento DEP 31386010 – Hot tapping on Pipelines, Piping and Equipment, a soldadura em carga não deve ser executada em tubagens que respeitem pelo menos um dos pressupostos abaixo descritos;

- qualquer “pipeline” projectado com uma temperatura máxima admissível de funcionamento acima de 370 °C.
- qualquer “pipeline” projectado com uma temperatura mínima admissível de funcionamento abaixo de 0 °C
- qualquer “pipeline” projectado com uma temperatura mínima admissível de funcionamento abaixo de -20 °C e segundo os códigos ANSI B31.4 e B31.8. (entre 0 °C e -20 °C, deverão ser alvo de estudo específicos assegurando a sua integridade estrutural nas condições mais severas de funcionamento).

2.4. Controlo Não Destrutivo

O controlo não destrutivo torna-se assim um instrumento fundamental na avaliação de defeitos e na verificação da qualidade final a efectuar tanto ao tubo base, assim como às soldaduras efectuadas, ensaios estes que se encontram normalizados [6]. Sendo efectuado um controlo por ultra-sons e partículas magnéticas para verificação de espessuras e ausência de laminagens na zona onde vão ser realizadas soldaduras circunferenciais. Após a realização das soldaduras longitudinais (as primeiras a realizar), é efectuado o controlo por ultra-sons para verificação da integridade da junta soldada. Após a realização das soldaduras circunferenciais estas são verificadas por partículas magnéticas, para verificação de porosidades e/ou colagens/fissuras nos passes finais. Estes ensaios realizam-se após a conclusão da soldadura e decorridas 24h minimizando o aparecimento de fissuração a frio. Esta inspecção realizada ao tubo base e à soldadura longitudinal, é efectuada por ultra-sons dada a sua elevada fiabilidade de análise dos possíveis defeitos, sempre que as espessuras da tubagem e acessório atinjam pelo menos 6 mm e a sua geometria o permita. A utilização de partículas magnéticas ocorre para verificações de defeitos superficiais ou emersos, desde que se encontrem a menos de 2 mm de profundidade e para qualquer geometria, nomeadamente para a inspecção da soldadura circunferencial. A fig.10 ilustra o processo de inspecção por ultra-sons ao tubo base.



Fig.10 – Ilustração da execução de Ultra-sons ao tubo base

2.5 Códigos e regulamentos de construção

Os códigos de construção seguidos na construção soldada de gasodutos em carga, são o API Std 1104 [6], como código de apoio à construção da derivação (acessório). O processo de aprovação consiste em elaborar uma WPS contendo a descrição sumária do processo, efectuar um Provete com as características mecânicas e geométricas idênticas ao processo que se pretende aprovar e proceder à sua soldadura, através do processo acordado, sendo essencial respeitar todos os parâmetros de geometria de chanfro, pré-aquecimentos e soldadura (polarização da massa, sentido da soldadura, tipo de eléctrodo, tensão, corrente, etc...). Seguem-se os ensaios mecânicos das juntas soldadas através da maquinação de troços normalizados retirados do provete soldado, tais como tracções, dobragens e testes de resiliências. Este processo visa essencialmente sistematizar o suporte para executar as simulações (procedimentos de soldadura), tanto ao nível dos resultados a obter para a caracterização dos ensaios mecânicos e controlo não destrutivo, dos domínios de repetição de ensaios, critérios de aprovações de soldadores e suas gamas de aplicação. Permite caracterizar quais os grupos de materiais base e de adição que produzem compatibilidade na junta soldada, quando comparado com o provete realizado, fazendo a associação entre os diversos grupos de materiais.

No que diz respeito à aprovação dos acessórios a incorporar na ligação ao gasoduto, utiliza-se o código de construção ASME B31.3/8. Este é utilizado como critério de aceitação para aprovação do cálculo das áreas de reforço dos acessórios [6] e, de uma forma geral, de todas as actividades que constituem o design, os cálculos construtivos de Gasodutos – Linhas de Transporte e de Distribuição e os factores de segurança a implementar.

Existem vários documentos de apoio contendo boas praticas de execução destas juntas soldadas e da operação de criação da derivação, mas o mais completo e de utilização particular é o API RP 2201 [5], que regula as actividades de soldadura no seu todo incluindo a segurança.

2.6 Fluidos de transporte

Em geral, poderão ser efectuadas soldaduras em carga em “pipelines” que transportem fluidos que se mantenham estáveis a altas temperaturas na parede interior da tubagem, devendo ser assegurado que não ocorre nenhuma reacção química adversa em função da alta temperatura atingida pela parede da tubagem (queimadura na superfície, corrosão, perda de ductibilidade).

Também de um modo geral serão proibidas a soldadura em carga em tubagem que contenha fluidos com misturas explosivas ou que se tornem explosivas em resultado do aquecimento da parede da tubagem resultante da entrega térmica produzida pelo arco eléctrico.

São igualmente proibidas a soldadura em carga, em tubagens contendo substancias que devido ao aumento de temperatura na parede da tubagem, iniciem uma reacção ou decomposição, levando ao aumento perigoso de pressão, explosão ou ataque químico na parede da tubagem. Neste contexto, deverá ser avaliada a ocorrência destes eventos em certas concentrações, temperaturas e pressões do fluido. Como exemplo, o acetileno, etileno e outros hidrocarbonetos, podem se decompor e tornar-se explosivos quando atingidos pelo aumento de temperatura súbito do arco eléctrico.

De igual forma, encontram-se vedadas a soldaduras em carga em tubagem contendo hidrocarbonetos em atmosferas carregadas de misturas ricas em

oxigénio, aprisionadas ou circulando no seu interior sob pressão. Em misturas gasosas contendo hidrogénio com pressões superiores a 700 KPa.

2.7 Considerações sobre o Processo de Soldadura – SMAW

Para garantir a exequibilidade do processo de soldadura em carga, são efectuadas provas em “estaleiro”, que procuram reproduzir situações com a maior das severidades às variáveis atribuídas ao processo.

No decurso da soldadura em carga, para além das condicionantes físicas do material de base, teremos de considerar a espessura de parede nominal, a tensão de cedência mas sobretudo, derivado à execução da soldadura com um fluido confinado ao seu interior, às condicionantes da diminuição da tensão de cedência com o aumento da temperatura na parede da tubagem decorrente da operação de soldadura na parede exterior e da consequente diminuição da capacidade resistente à contenção do fluido em pressão.

Desta forma, deve ser tido em especial conta, o controlo da temperatura na parede da tubagem, da pressão do fluido no decurso da soldadura e da velocidade de escoamento do mesmo, de maneira a evitar:

- a perfuração da tubagem pressurizada por efeito do enfraquecimento da parede resistente decorrente do aumento da temperatura da parede da tubagem.
- a deterioração da microestrutura do material da tubagem devido à excessiva entrega de calor resultando numa excessiva temperatura do metal da tubagem, afectando as suas propriedades metalúrgicas, ou arrefecimento rápido do metal da tubagem durante ou após a soldadura em carga.

Embora estes testes sejam efectuados segundo o código API 1104 [6], que aprova os resultados físicos dos provetes elaborados segundo uma especificação de soldadura (WPS) desenvolvida para o efeito, as condicionantes físicas do processo irão determinar a resistência da junta realizada entre o T e a tubagem original.

O procedimento que se encontra indicado no código [6]. anexo B, consiste na montagem de uma tubagem com níveis de qualidade idênticos à tubagem instalada sobre a estrutura metálica, de forma a ficar a 45º com a superfície horizontal e escolher a menor das espessuras da tubagem onde terão lugar as possíveis

soldaduras em carga. Para completar a montagem, efectua-se o enchimento e circulação de um fluido no seu interior (água, óleo, etc...), para simulação das condições de extremas de arrefecimento, similares ao funcionamento da tubagem instalada.

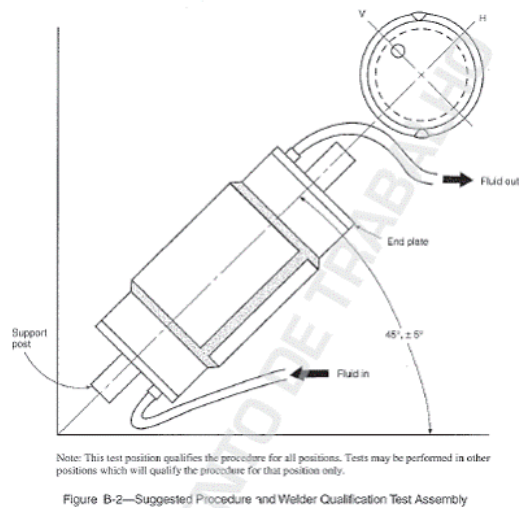


Fig. 11 – Recomendação API 1104 para certificação de procedimentos e soldadores [6]

Esta escolha da menor espessura, reveste-se de alguma importância, uma vez que, para espessuras de tubagem abaixo de 20 mm, a propagação do calor da operação é considerada planar, sofrendo um incremento da taxa de arrefecimento no cordão de soldadura em função da diminuição da parede da tubagem. Tal facto, confere à execução deste provete características de maior severidade no que diz respeito a taxas de arrefecimento, que complementada com a recirculação de água no provete, pode ser a mais severa alguma vez atingível no funcionamento regular de uma infra-estrutura de hidrocarbonetos.

Para a execução deste provete, contribuem igualmente para o sucesso das provas os soldadores que ficam qualificados na pratica operativa da soldadura em carga, recorrendo à utilização de um acessório com geometria diferente das habitualmente encontradas na soldadura de tubagem circulares (duas meias canas que envolvem a tubagem). Esta pratica operativa introduz uma componente humana muitas vezes esquecida nos manuais, de tranquilização e habituação ao processo de soldadura em carga com hidrocarbonetos no seu interior, para o qual contribui para a

sensibilização dos mesmos e contribuindo para a diminuição das ansiedade associada ao risco eminente de perfuração da parede da tubagem e consequente explosão.

A escolha dos eléctrodos a utilizar neste processo, é outra variável essencial, sendo certo que é possível soldar com os mais variados processos. O mais utilizado é o SER com eléctrodos básicos. Estes produzem uma soldadura isenta de defeitos e com boa ductibilidade, com diminuta incorporação de hidrogénio no cordão de soldadura, o que tal como referenciado no paragrafo 2, diminui a frequência de fissuração a frio. As altas taxas de arrefecimento podem promover a formação de microestruturas na zona da ZTA com durezas elevadas, podendo estas soldaduras ficar susceptíveis a fissuração a frio ou fissuração sulfídrica, nas zonas que acumularam tensões residuais podendo originar ruptura em serviço.

De acordo com as melhores praticas, as características a salvaguardar na escolha do eléctrodo prendem-se com os seguintes pressupostos;

- A qualidade do aço da tubagem base, que para o caso em estudo é API 5L Gr.X70, o material de adição deve possuir uma tensão de rotura superior, pelo menos de 80 MPa fazendo corresponder um eléctrodo com referencia AWS E8018-G ou E9018-G.
- As taxas de deposição garantidas pelo processo. Dependendo da situação, maiores taxas de deposição poderão acarretar maiores entregas térmicas, o que poderá ser contraproducente, de acordo com a geometria do cordão (nos passos iniciais de soldadura em carga, vulgarmente descritos como “buttering”, e de acordo com as espessuras em causa e os caudais envolvidos, poderá de ter de ser reduzida a entrega Térmica).
- A direcção de soldadura pretendida. A direcção de soldadura descendente, embora conduza a taxas de deposição inferiores, produz uma maior velocidade de fusão do eléctrodo, contribuindo para a redução da entrega térmica e da penetração atingida.
- Em alguns casos, dada a reduzida espessura da tubagem a intervir por soldadura em carga, podemos efectuar variantes ao processo, apenas pela inclusão da utilização de eléctrodos de revestimento Rutilico, já que produzem boas taxas de

deposição mas têm uma baixa penetração na parede da tubagem, aumentando a parede resistente.

- Deve ser privilegiada a utilização de eléctrodos “VacPac”, ou assegurada uma boa secagem dos eléctrodos a utilizar na soldadura, através da sua estufagem em estufas de estaleiro, complementadas com a manutenção no local da obra por estufas portáteis e que descreve de forma genérica abaixo:

- com revestimento básico, deverão ser mantidos em estufa durante 2/3 horas a $250\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 50\text{ }^{\circ}\text{C}$.

- com revestimento rutílico, deverão ser mantidos em estufa durante 1 hora a $100\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 10\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Na fig.12 são representados os cordões necessários para a instalação de um T que necessite de ser estanque numa tubagem que transporte um fluido.

A ordem da soldadura começa com a realização das soldaduras longitudinais que após completadas e inspeccionadas, termina com a realização das soldaduras circunferenciais, sequencialmente.

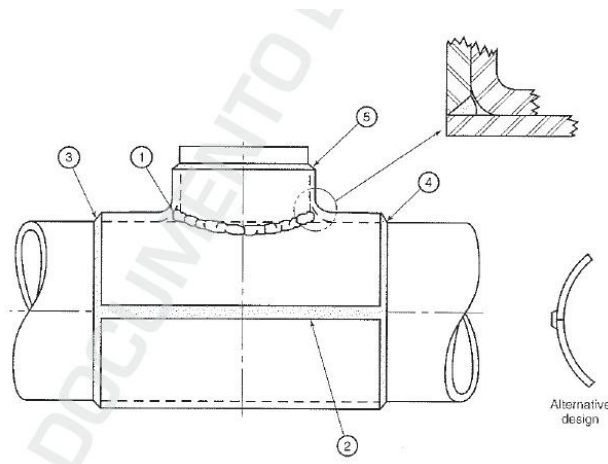


Fig.12 – Soldadura envolvida na soldadura do acessório à tubagem [6]

. 2 – soldaduras longitudinais, a realizar simultaneamente mas em sentidos opostos

3 e 4 – Soldaduras Circunferenciais, a realizar os “butterings” em sequência alternada e em numero suficiente para o prosseguimento do enchimento dos respectivos cordões até á conclusão das soldaduras circunferenciais

Na execução destes provetes, encontra-se essencialmente em análise a integridade da junta a produzir nas condições mais severas que se possam encontrar, garantindo que o processo tenha uma boa fiabilidade. Para atingir esta finalidade contribui sobremaneira a disposição dos passes a realizar na junta soldada, que devem respeitar os seguintes pressupostos:

- dependendo da espessura do T a incorporar na tubagem, devem ser respeitados alguns aspectos na geometria do cordão final. O cordão final deve apresentar uma inclinação perto de 45º para atenuar a concentração de tensões na zona da soldadura (diminuição do efeito de entalhe). A sua altura deve de ser pelo menos superior a 50% da espessura do elemento mais esbelto.

- os primeiros passes a realizar, referidos como Passes A da fig.13, revestem-se da maior importância, em virtude de serem objectivamente aqueles que irão efectuar a transição entre o acessório e a tubagem base, mas que implicam maior risco dada a realização da fusão do eléctrodo directamente sobre a tubagem pressurizada com hidrocarbonetos. A técnica operativa usada implica a sua realização com a direcção descendente para diminuir a entrega térmica através do aumento de velocidade e minorar o risco de perfuração da tubagem. A aparente contradição desta técnica operativa, com a realização de cordões sujeitos a arrefecimentos pronunciados, devendo conduzir a estruturas de grão grosseiro é ultrapassada pela deposição continuada de passos adjacentes (Passes B) conforme atesta a figura 13, produzindo um efeito de revenido tal como explicitado no documento [13].

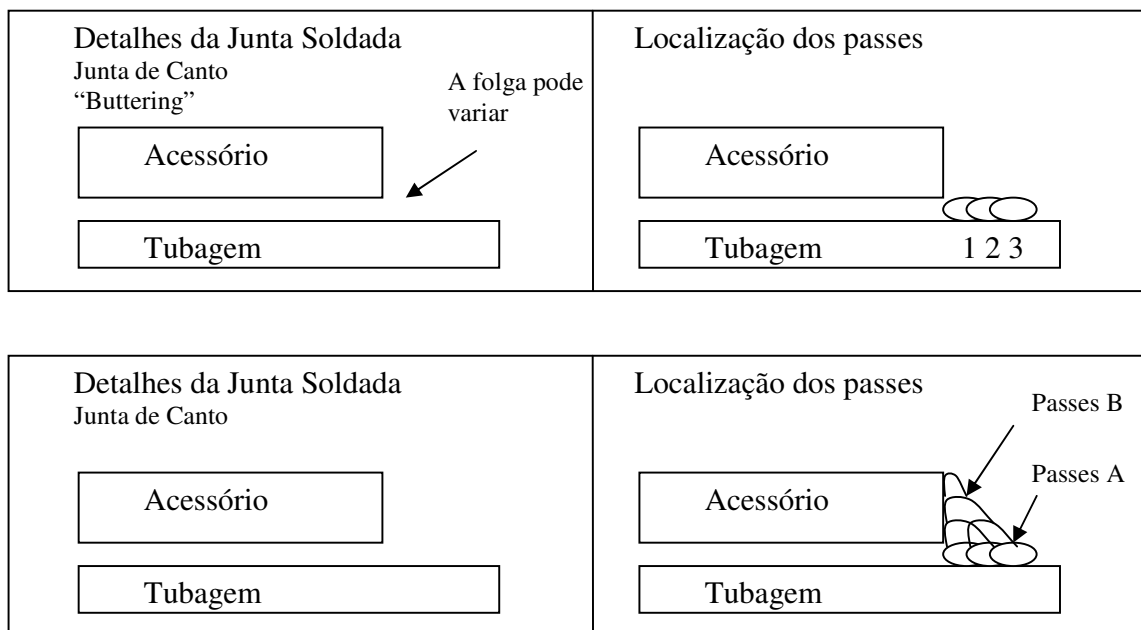


Fig. 13 Exemplo de deposição de passes (1,2,3), e dos passes de enchimento

Enumeram-se a seguir algumas boas práticas transcritas dos procedimentos operativos internos da empresa CME S.A. [14] que procuram prosseguir com o objectivo de minorar a concorrência dos três fenómenos que originam o aparecimento de processos de fissuração a frio.

- Antes do início de qualquer trabalho de soldadura, é feita uma verificação da superfície dos acessórios para verificar a inexistência de defeitos, garantir a limpeza e a compatibilidade dimensional.
- Deve ser assegurado que o sistema de protecção catódica da infraestrutura está desligado, livre de qualquer processo de injeção de corrente, já que o mesmo pode introduzir deflexões no arco eléctrico devido a variações no campo electromagnético, assim como desconforto nos soldadores.
- O caudal que circula no interior do pipeline deverá ser continuamente monitorizado, para que sejam assegurados os convenientes ciclos de soldadura e pré-aquecimentos.
- Deveram ser realizados ensaios não destrutivos – por ultrasons para verificação da espessura da parede da tubagem e da inexistência de defeitos de laminagem.

- Deve ser igualmente afagada a soldadura longitudinal ou helicoidal da tubagem do pipeline, num comprimento superior a 2" para ambos lados do acessório, permitindo uma melhor concordância no posicionamento dos acessórios, evitando que os mesmos se descentrem do eixo do pipeline.
- No que diz respeito à soldadura longitudinal de cada acessório, deveram ser assegurados os correctos pré-aquecimentos, através da utilização de maçaricos de Oxi-Propano, num mínimo de 150 °C no acessório e localmente na zona adjacente dos chanfros, a 250 °C. Deverá ser vedada a soldadura quando na zona do chanfro e consequente soldadura se atinge menos de 150 °C.
- Deve ser assegurada a presença de um mínimo de dois soldadores, um em cada soldadura longitudinal, procedendo em sentidos opostos, com início do sentido de soldadura do centro para a periferia. Esta técnica operativa tem como objectiva minorar a concentração de tensões, visto produzir menores distorções na totalidade do acessório. Deverão ser utilizados eléctrodos de diâmetros convenientes para minorar o número de cordões a depositar, tendo em vista a diminuição de ciclos térmicos a executar e melhorar as características da ZTA.



Fig.14 Exemplo de soldadura longitudinal de acessório com 60mm de espessura

- Após a conclusão das soldaduras longitudinais deverá ser executado um aquecimento generalizado do acessório, destinado a promover a relaxação de tensões. De igual forma, deverão ser efectuados NDT's por Ultra-sons para verificação da solidez da junta soldada.

- Antes de realizar a soldadura dos passes A da fig.13 é realizado um teste expedito Tewi que consiste em aquecer a parede da tubagem em vários pontos, a cerca de 250 °C e efectuar o registo do tempo que demora a arrefecer até aos 80 °C. Este teste consiste numa análise pratica que indica o tempo que o soldador irá dispor para efectuar a soldadura em contacto com a parede da tubagem. Esta situação decorre do facto de se proceder ao pré-aquecimento da tubagem imediatamente antes de ser iniciada a soldadura e prevê o tempo em que a parede da tubagem se encontrará acima dos 100 °C, temperatura mínima seleccionada para não ocorrer a incorporação de Hidrogénio no interior do cordão a depositar, uma vez que acima desta temperatura à decomposição da humidade. Este teste consta na norma API RP 2201 [5], traduzindo-se como essencial para prever a necessidade e quantidade de pré-aquecimentos a fornecer nesta operação. Casos existem que, após um pré-aquecimento inicial, a temperatura de entre passes se mantêm sempre acima dos 100 °C, evitando pré-aquecimentos posteriores.
- No que diz respeito, à soldadura dos passes A da fig.13, deverão ser seleccionados eléctrodos com um diâmetro 2,5 mm, destinado a promover uma rápida deslocação do eléctrodo por deposição de cordões corridos, diminuindo a Entrega Térmica total. Esta prática promove o aumento da espessura da tubagem, evitando a possibilidade de ocorrer a perfuração da parede da tubagem em casos de baixa espessura da tubagem. A quantidade de passes corridos a efectuar dependerá da espessura do acessório ou da zona altura do mesmo destinada a efectuar a soldadura, conforme se ilustra em figura 15 pela linha tracejada.

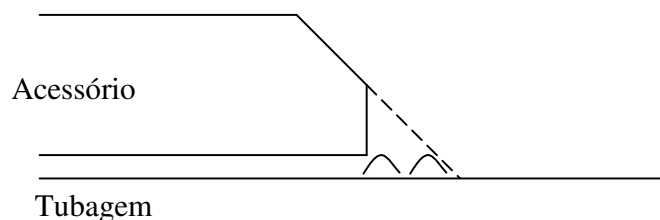


Fig.15 – Recomendação para execução de chanfro

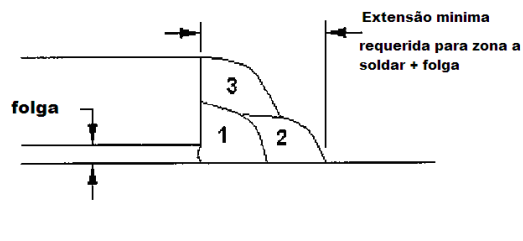
Sendo que a regra utilizada para definir a espessura do acessório destinada a ser soldada é de que o cordão deverá possuir uma espessura mínima igual à espessura da parede da tubagem, o que resulta pela geometria da junta soldada, que no acessório a altura mínima de soldadura (hipotenusa da junta de canto) seja de cerca de uma vez e meia a espessura da tubagem. Para tal, os acessórios numa fase de projecto tem em consideração este facto, e trazem já esta espessura garantida, produzindo uma soldadura que garante uma concordância entre a totalidade do acessório e da zona da junta soldada, minorando assim o efeito de entalhe.

☐ **Mangas de reparação**

☐ **Acessórios para tamponamento**

☐ **Compensações para folgas entre os extremos dos acessórios e a superfície exterior da tubagem**

➤ **Aumentar a extensão da zona soldada numa proporção equivalente à folga**



Face exterior = 1,4 vezes a espessura máxima calculada que garanta a resistência do acessório, se necessário

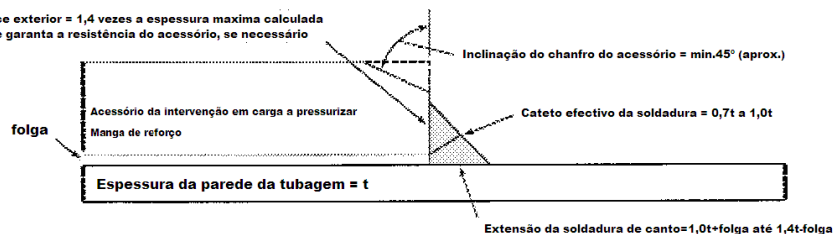


Fig.16 - Dimensionamento da geometria do cordão de soldadura e posicionamento de cordões

- Após a conclusão dos passos A da fig.13 e para efeitos de total segurança na operação deverão ser efectuados ensaios de partículas magnéticas logo que a soldadura atinja a temperatura de funcionamento do pipeline.

- No enchimento, conforme ilustrado pelos passos B na fig.13, continua-se a aplicar o pré-aquecimento sempre que necessário, mas passamos a utilizar eléctrodos 4,0 e 4,5 mm para rentabilizar o processo de enchimento assim como minorar o numero de ciclos térmicos a afectar as ZTA's. Neste processo concorre o facto de a cada

passo posterior, produz-se um efeito de tratamento térmico produzindo-se um refinamento de grão, melhorando desta forma as características metalúrgicas do cordão final.

- Após a conclusão dos passos de enchimento e para efeitos de total segurança na operação deverão ser efectuados ensaios de partículas magnéticas após 12h. Esta duração foi escolhida em virtude de se ter verificado que para as entregas térmicas executadas, o tipo de liga e para espessuras inferiores a 50 mm, o aparecimento de fissuras ocorre em menos de 5h [15].

Em conclusão:

Do exposto neste ponto conclui-se da importância em efectuar soldaduras em T em tubagens em carga, por vezes com espessuras próximas de 4 mm e de fundamentar a possibilidade da sua realização sem afectar a integridade da tubagem e a segurança das instalações e pessoas.

3. MATERIAIS E MÉTODOS

O processo de soldadura de tubagens em carga apresenta dois problemas principais:

1. diminuição da tensão de cedência do material base devido à presença do banho de fusão da soldadura circunferencial que introduz uma diminuição da capacidade resistente da espessura da parede da tubagem por efeito da temperatura atingida no material. Para isso, fez-se uma análise térmica na soldadura de uma tubagem em aço API 5L GrB, de modo a medir a temperatura máxima atingida no processo na parede da tubagem (a meia parede e na parede interior, embora na ausência de circulação de fluido). A necessidade de verificação desta condicionante é crítica para tubagens com espessuras inferiores a 6,4 mm, com risco de ocorrer uma perfuração na parede da tubagem, nomeadamente por o rácio de pressão de serviço versus pressão máxima suportada ser mais próxima de 1.
2. possibilidade de se formarem estruturas martensíticas na ZTA devido ao arrefecimento rápido do cordão de soldadura, que conjuntamente com a presença de zonas de tensão residuais produzidas durante o processo e a introdução de hidrogénio nos cordões, podem originar problemas de fissuração a frio e rotura em serviço. Para esta análise utilizou-se um aço de alta resistência API X70 soldado por SER. Analisaram-se as microestruturas e durezas das diferentes zonas de soldaduras efectuadas com SER com o objectivo de investigar as acções a realizar para eliminar ou minorar a ocorrência de fissuração a frio.

Composição Química (%) da tubagem API 5L X70

C	Mn	P	S	Si	Cr	V	Ti	Cu	V+Nb+Ti	Ni	CE
0,098	1,432	0,015	0,010	0,269	0,259	0,053	0,012	0,017	0,110	0,009	0,198

Composição Química (%) do Acessório P355 NL1

C	Mn	P	S	Si	Cr	V	Ti	Cu	Al	Ni	V+Nb+Ti	Mo	Nb
0,169	1,170	0,007	0,0007	0,380	0,022	0,001	0,002	0,170	0,042	0,270	0,027	0,008	0,024

Composição Química (%) do Material de adição, BOEHLER FOX 42 BVD 90

C	Mn	P	S	Si	Cr	V	Ti	Cu	Al	Ni	V+Nb+Ti	Mo	Nb
0,045	1,23	0,008	0,006	0,32	-	-	-	0,02	-	2,15	-	-	-

3.1 *Análise térmica*

Para medir as temperaturas que se verificam a meia espessura e no interior da parede, efectuou-se a montagem de um provete de tubagem circular, com 60 cm de comprimento, tendo instalado no seu diâmetro interior e a meia espessura quatro termopares marca HANNA do tipo K HI 93551 para medição das temperaturas atingidas, onde o provete se encontra despressurizado e sem qualquer presença de hidrocarbonetos, desprovido igualmente de revestimento exterior.

Foram efectuados 6 cordões SER circunferenciais, passando sobre a zona de colocação dos termopares em passagens descendentes.

Foi utilizada uma tubagem em aço API 5L Gr.B, com um diâmetro de 273,0 mm e uma espessura de 5,6 mm. A soldadura foi efectuada por eléctrodos revestidos do tipo E6013 (SFA 5.1) com um diâmetro de 3,25 mm, designação comercial OK46.00.

O processo foi conduzido com corrente continua, polaridade directa com um pré-aquecimento da tubagem de 180 °C e realizados 4 passes conforme ilustrado na Fig. 17.

Na tabela 1 registam-se os parâmetros de soldadura utilizados. O comprimento da soldadura foi de 480mm para todos os passes.

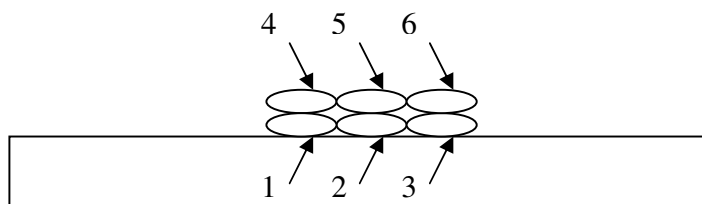


Fig. 17 – Esquema da sequência de execução e localização dos passes de soldadura

Tabela 1 – Parâmetros de soldadura no provete API 5L Gr.B

1º passe	2ºpasse	3ºpasse	4ºpasse	5ºpasse	6ºpasse
V=21/22	V=21/22	V=21/22	V=21/22	V=21/22	V=21/22
l=114	l=122	l=121	l=121	i=120	l=120
t=85s	t=70s	t=69s	t=81s	t=69s	t=58s

A medição de temperaturas na parede interior e a meia espessura foi feita com termopares calibrados colocados conforme se ilustra na Fig. 18.

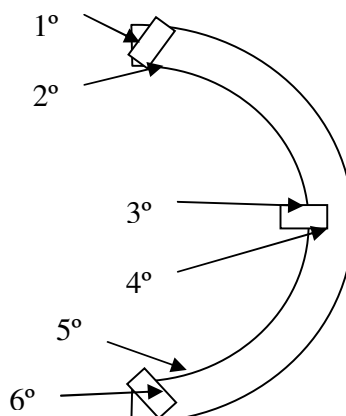


Fig. 18 – Localização dos termopares na tubagem em ensaio

Na tabela seguinte apresentam-se os valores registados para a temperatura nos diferentes pontos de medida.

Tabela 2 - Registo das temperaturas atingidas no interior e a meia parede

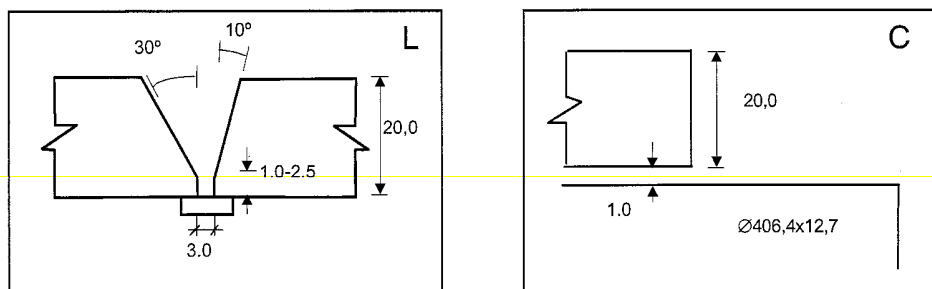
Termopare	1ºpasse	2ºpasse	3ºpasse	4ºpasse	5ºpasse	6ºpasse
1*	345	499	421	361	416	387
2	457	495	365	384	404	327
3	343	435	405	373	342	327
4*	390	387	347	343	359	390
5	287	371	387	334	352	439

3.2 Análise estrutural e mecânica

Para verificação da aplicabilidade das soluções indicadas para redução/eliminação das condicionantes que concorrem para o aparecimento da fissuração a frio, realizou-se a montagem de um provete conforme a fig.11, com passagem de água com uma taxa de arrefecimento de 200 °C/min, medida pela taxa de arrefecimento através da recolha de dados pelo termómetro digital Shinko. Foi efectuada a soldadura longitudinal e circunferencial para colocação de T com reforço em tubagem de 406,4 mm de diâmetro 12,7 mm de espessura e com soldadura com Eléctrodos Revestidos, E9018-G (AWS A5.5) , com diâmetros de. 3,25 e 4,5 mm, designação comercial BOHLER FOX BVD 90.

O Processo de soldadura utilizado foi SER com Corrente/Polaridade - DCEP e pré-aquecimento de 150 °C. a soldadura foi feita com eixo fixo a 45º descendente.

O T de reforço foi calculado segundo ASME B31.8, em aço EN10028-3 :P355 NL-1, com um diametro necessário para envolver a tubagem e uma espessura de 20 mm. Foi aplicada uma cobre junta BS 870 – 070 – M20 com 450 x 25 x 1 mm. A geometria da junta das soldaduras longitudinais executadas foi conforme indicado na fig. 19, com a disposição de passes indicada nas figs 20-22.



Detalhes das Juntas - Longitudinal e Circulares

Fig. 19 - Geometria de Junta das Soldaduras Longitudinais e Circunferenciais executadas

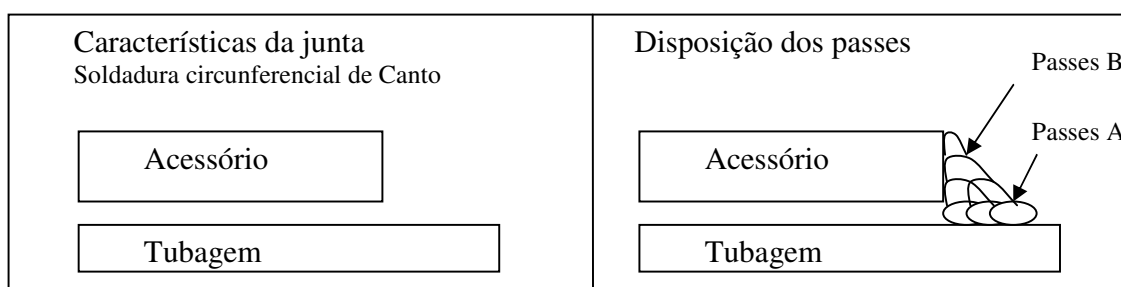


Fig.20 – Disposição correcta do posicionamento de passes para obter um cordão final revenido através da correcta deposição dos passes seguintes [13].

Foram registados os passes das soldaduras longitudinais realizados para união da manga, cuja deposição ocorreu de acordo com a sequência ilustrada na Fig 21. Cada passe foi realizado e monitorizado na totalidade do comprimento da junta longitudinal.

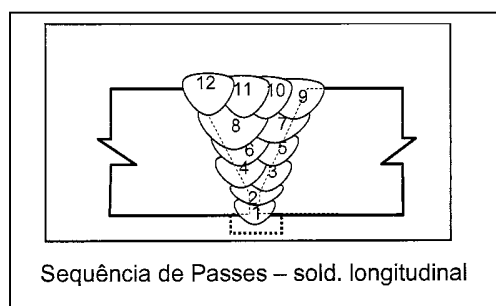
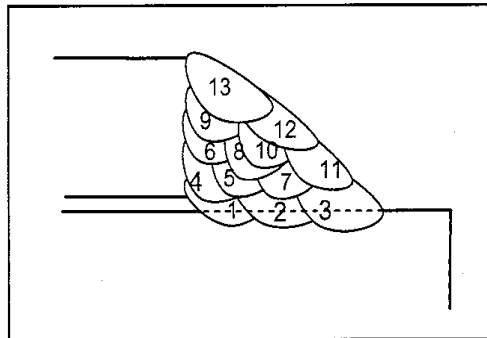


Fig. 21 – Localização de passes na soldadura longitudinal

Foram registados os passes das soldaduras circulares, realizados na união da manga ao tubo, cuja deposição ocorreu conforme a sequência ilustrada na Fig. 22. Cada passe de soldadura foi efectuado e monitorizado através de equipamento digital de recolha de dados Monarck™, dados de tensão e Intensidade de corrente. Tomou-se o valor de 0,75 para o rendimento do processo de acordo com [10,18].



Sequência de Passes – sold. circular

Fig. 22 – Localização dos passes na soldadura circular

Nas tabelas 3 e 4 apresentam-se os parâmetros usados na execução das soldaduras longitudinais e circunferenciais, recolhidos através do sistema de aquisição de dados.

Tabela 3 – Parâmetros de soldadura para as soldaduras longitudinais

Nº Passe	Ø Material de Adição	Intensidade	Tensão	Velocidade de Soldadura
	3.2	[A]	[V]	[mm/min]
1	3.2	155	22,5	180
2	3.2	155	22,75	200
3	3.2	157,5	22,5	160
4	3.2	152,5	23,5	180
5	3.2	152,5	23,5	200
6	3.2	145	23	150
7	3.2	145	22,5	120
8	3.2	145	22,5	120
9	3.2	137,5	22,5	180
10	3.2	137,5	22,5	180
11	3.2	137,5	22,5	180
12	3.2	137,5	22,5	180

Tabela 4 – Parâmetros de soldadura para as soldaduras circunferenciais

Nº Passe	Ø Material de Adição	Intensidade	Tensão	Velocidade de Soldadura
	3.2/4.0	[A]	[V]	[mm/min]
1	3.2	145	22,25	340
2	3.2	140	22,5	315
3	3.2	140	22,5	315
4	3.2	140	22,5	220
5	3.2	140	22,25	210
6	4.0	205	22,5	185
7	4.0	205	22,5	185
8	4.0	205	22,5	200
9	4.0	205	22,5	200
10	4.0	205	22,5	200
11	4.0	197,5	22,75	185
12	4.0	197,5	22,75	185
13	4.0	197,5	22,75	180

3.3 Cálculo da entrega térmica por passe de soldadura

A entrega térmica foi calculada com base nos valores registados, tendo sido utilizada a seguinte formula;

$$E_T = \frac{I \cdot V \cdot t_s}{l_s} \eta \left[\frac{J}{mm} \right] \quad (3.1)$$

Onde:

I – Intensidade de Corrente (A)

V – Tensão de arco (V)

t_s – Tempo de arco (s)

l_s – comprimento de soldadura (mm)

η – rendimento da geometria da soldadura

O factor η tem o valor de 0,57 [12] para a posição de soldadura de canto, sendo o valor de redução de eficiência de transferência de energia associada à posição de canto e ao eléctrodo. No calculo da entrega térmica são consideradas as variáveis

T_s - Tempo de arco e l_s - comprimento de soldadura, devido à sua adequação ao trabalho efectuado em campo.

Os resultados obtidos apresentam-se na Tabela 5.

Tabela 5 – Valores da entrega térmica calculados

NºPasse	Entrega Térmica – Kj/mm	
	Sold. Longitudinal	Sold. Circunferencial
1	1,2	0,6
2	1,1	0,6
3	1,3	0,6
4	1,2	0,9
5	1,1	0,9
6	1,3	1,5
7	1,6	1,5
8	1,6	1,4
9	1,0	1,4
10	1,0	1,4
11	1,0	1,5
12	1,0	1,5
13	-	1,5

3.4 Ensaios metalográficos e mecânicos

Foram realizados ensaios Metalográficos e de dureza, bem como ensaios mecânicos do tipo dobragens em provetes entalhados (ensaios Nick-Break) para determinação da conformidade dos provetes efectuados, de acordo com a norma API 1104 std [6].

Os provetes para metalografia foram retirados por corte mecânico de secções transversais ao cordão, polidos mecanicamente e contrastados com uma solução de Nital a 2%. As observações que foram feitas por microscopia óptica com ampliações de 2 e 500 vezes, para macro e microscopia, respectivamente.

Os ensaios de dureza foram realizados na zona fundida, na zona termicamente afectada e na zona do material base de acordo com a norma EN 1043-1 usando um penetrador Vickers com uma carga de 10 N.

Os ensaios de dobragem EN 910 foram efectuados sobre provetes prismáticos longitudinais e circunferenciais de secção 10x20, 15x25, 20x25 mm, com diâmetro de mandril de 14, 45 e 89 mm registando-se o ângulo de dobragem e observando-se a superfície do provete dobrado para detecção e identificação de imperfeições. A relação imposta traduz-se na Figura 23 que relaciona a dimensão do mandril com a espessura do provetes [17], sendo que o código API 1104 Std [6] (5.6.5.1) impõe como limite mínimo para largura os 19 mm na maquinagem de provetes.

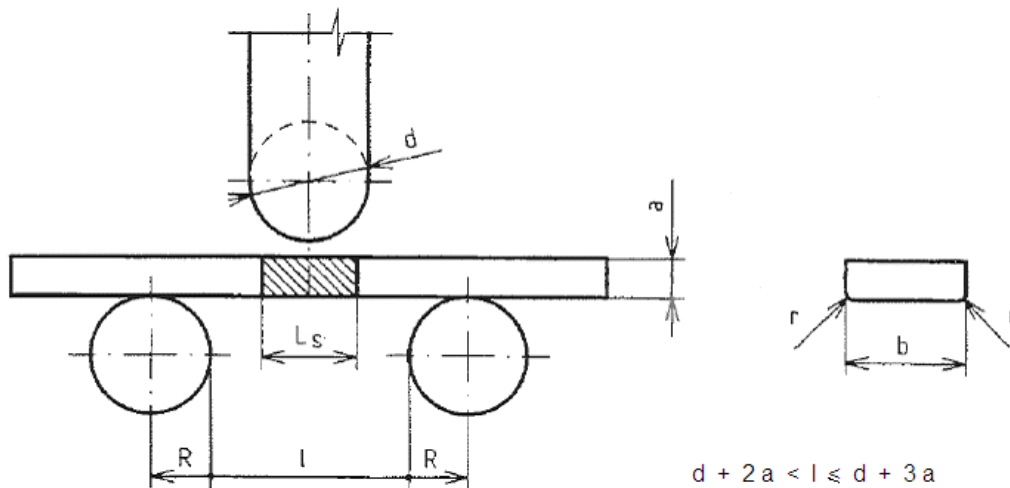


Figura 23– EN910 - Relação entre dimensão dos mandris e do provete

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 – *Análise Térmica*

Das medições de temperatura efectuadas no 1º caso pode verificar-se que a temperatura máxima foi sempre inferior a 528 °C (982 °F) o que leva a concluir que a diminuição da tensão de cedência não é relevante, não o sendo também a perda de resistência mecânica. A perfuração da tubagem ocorrerá sempre que durante a realização da soldadura, a espessura remanescente na zona de deposição do banho de fusão seja incapaz de conter a pressão interior. Esta ocorrência depende da relação existente entre a espessura da tubagem e da penetração obtida pelo arco produzido pela soldadura. A penetração obtida na passagem do arco eléctrico é uma função da entrega térmica produzida e a quantidade de calor removido pela passagem do fluido (caudal), sendo que através da experimentação realizada pelo Institute Battele e outros, se verificou-se a baixa probabilidade de ocorrer perfuração em tubagem contendo hidrocarbonetos, com espessuras iguais ou superiores a 6,4 mm. Verificou-se igualmente que é possível realizar soldaduras sobre tubagem com espessura fina de 3,2 mm mediante a utilização de medidas condicionantes, nomeadamente de limitação da entrega térmica e da consequente penetração do arco eléctrico, quer seja pela limitação do processo operativo de soldadura, quer pela utilização de polarização directa (eléctrodo negativo), utilização de eléctrodos com revestimentos básicos (tipo ex. EXX18) e de baixo diâmetro. De igual forma, a redução de pressão para efectuar operações de soldadura em carga, embora intuitivas revelam-se desnecessárias em virtude de que a perfuração da parede da tubagem ocorrerá a temperaturas superiores a 528 °C, independentemente da pressão nela contida, inclusivamente a baixa pressão. Durante a operação de soldadura em carga é originada uma pequena zona aquecida, verificando-se que a tensão introduzida no local é redistribuída para as zonas adjacentes da parede da tubagem, tal como acontece em zonas de tubagem pontualmente corroídas [4].

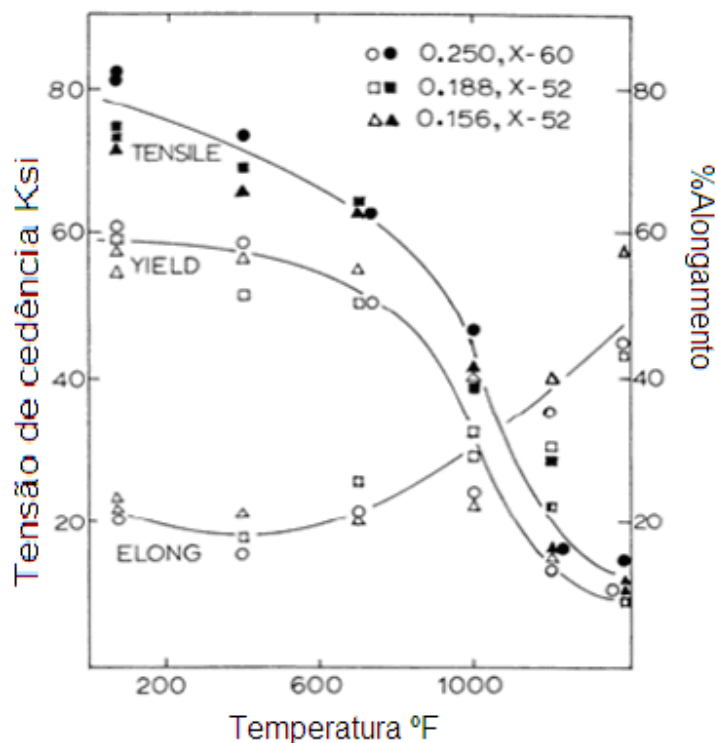


Fig.24 – Gráfico de redução da resistência mecânica com aumento da Temperatura [9]

No 2º caso, em que não foi possível fazer uma análise térmica *in situ*, usou-se o modelo teórico para verificar a influência do pré-aquecimento no arrefecimento dos cordões efectuados nos passes A (1,2,3), sabendo que se trata da execução de passes corridos em tubagem, realizados a SER com revestimento básico a 140 A, 22,5 V e 5,25 mm/s, calculou-se a taxa de arrefecimento ao longo do eixo da peça sem pré-aquecimento e com pré-aquecimento a 250 °C.

Para calcular a taxa de arrefecimento, utilizou-se a equação de Rosenthal para escoamento tridimensional [10,20]:

$$\frac{2\pi(T - T_0)kR}{Q} = \exp\left(\frac{-V(R - x)}{2\alpha}\right) \quad (4.1)$$

Onde T – Temperatura

T_0 - Temperatura inicial da peça

k – Condutividade térmica da peça

Q – Calor transmitido pela fonte para a peça

V – velocidade da soldadura

α – difusividade térmica da peça, mais propriamente, $k/\rho C$, com ρ e C , correspondendo à densidade e ao calor específico da peça, respectivamente.

k_0 - função modificada de Bessel de segundo tipo e de ordem zero [10].

R – distancia radial a partir da origem, mais propriamente, $(x^2 + y^2 + z^2)^{\frac{1}{2}}$

Assumindo que o processo de soldadura seja estacionário, e particularizando para

$$y = z = 0 \quad \text{e} \quad R = x \quad (4.2)$$

Então a equação (4.1) vem

$$T - T_0 = \frac{Q}{2\pi k x} \quad (4.3)$$

Logo, a variação de temperatura em relação à distância, isto é, o gradiente de temperatura;

$$\left(\frac{\partial T}{\partial x}\right)_t = \frac{Q}{2\pi k} \frac{-1}{x^2} = -2\pi k \frac{(T - T_0)^2}{Q} \quad (4.4)$$

Sabendo que: $\left(\frac{\partial x}{\partial t}\right)_T = V \quad (4.5)$

Resulta que a taxa de arrefecimento pode ser calculada por:

$$\left(\frac{\partial T}{\partial t}\right)_x = \left(\frac{\partial T}{\partial x}\right)_t \left(\frac{\partial x}{\partial t}\right)_T = -2\pi k V \frac{(T - T_0)^2}{Q} \quad (4.6)$$

Segundo [21] a temperatura A_1 (TA_1) pode ser identificada por

$$TA_1 = 996 - 30 \text{ Ni} - 25 \text{ Mn} - 5 \text{ Co} + 25 \text{ Si} + 30 \text{ Al} + 25 \text{ Mo} + 50 \text{ V} \quad (4.7)$$

Para a tubagem API 5L X70,

$$TA_1 = 996 - 30 \times 0,138 - 25 \times 1,7 - 5 \times 0,015 + 25 \times 0,138 + 50 \times 0,041 \quad (4.8)$$

$$TA_1 = 955 \text{ }^{\circ}\text{K} = 682 \text{ }^{\circ}\text{C} \quad (4.9)$$

Este valor é de particular interesse já que se trata da temperatura máxima à qual se iniciam as transformações em fase sólida. Assumindo um rendimento para a soldadura de 0,8 [10] e $TA_1 = 682^{\circ}\text{C}$ e em condições de não pré-aquecimento, isto é, à Temperatura ambiente de $25 \text{ }^{\circ}\text{C}$, vem para a taxa de arrefecimento no eixo x;

$$\left(\frac{\partial T}{\partial t}\right)_x = (-2 \pi \times 0,028 \times 5,25) \frac{(682 - 25)^2}{0,8 \times 140 \times 22} = 162 \text{ }^{\circ}\text{C/s} \quad (4.10)$$

Nestas condições, a taxa de arrefecimento ao longo do eixo x é de $162 \text{ }^{\circ}\text{C/s}$ sem utilizar pré-aquecimento.

Com pré-aquecimento a 250°C a velocidade de arrefecimento é de:

$$\left(\frac{\partial T}{\partial t}\right)_x = (-2 \pi \times 0,028 \times 5,25) \frac{(682 - 250)^2}{0,8 \times 140 \times 22} = 70 \text{ }^{\circ}\text{C/s} \quad (4.11)$$

Constata-se que quando se realiza pré-aquecimento a velocidade de arrefecimento é muito menor, como esperado.

Considerando que os cálculos anteriores foram efectuados para condições de escoamento tridimensional, é necessário verificar da adequabilidade deste pressuposto.

Assim, para verificar das condições para confirmação de abordagem para chapa espessa [11], tomou-se a equação relativa à espessura de transição:

$$\tau = t \sqrt{\frac{\rho c (T_c - T_0)}{E_{Tef}}} \quad (4.12)$$

Em que:

t - espessura da peça (mm)

ρ - densidade do metal (g/dm³)

C – calor específico do metal (J/g°C)

Considera-se que a espessura é forte quando $\tau \geq 0,9$ e fraca quando $\tau \leq 0,6$ [11].

Para tal é necessário determinar a taxa de arrefecimento crítica, utilizando as equações de Adams para transmissão de calor com comportamento tridimensional, baseadas nas equações de Rosenthal para condução de calor aplicadas a soldadura.

$$R_{crit} = 2\pi K \left(\frac{V}{Q} \right) (T_c - T_0) \quad (4.13)$$

Em que

R – Taxa de arrefecimento (°C/s)

K – Condutividade térmica (W/cm°C)

ρ - densidade do metal (g/dm³)

C_p – Calor específico (J/g°C)

V – Velocidade da soldadura (cm/s)

t – espessura da chapa (cm)

Q - Calor transmitido pela fonte para a peça (W)

T_c – Temperatura pela qual a taxa de arrefecimento foi calculada. (°C)

T_0 - Temperatura da peça antes da soldadura

Admitindo que não existe transformação de fases entre os 800° e 500° C (T_{8-5}) pode calcular-se a taxa de arrefecimento nesta gama de temperaturas de acordo com (4.13),

$$R_{800-500} = (-2 \pi \times 0,028 \times 5,25) \frac{(800 - 500)^2}{0,8 \times 140 \times 22} = 34 \text{ °C/s} \quad (4.14)$$

Segundo [28], o tempo de arrefecimento entre os 800 e os 500°C pode ser calculado por uma equação semi-empírica como a indicada na eq (4.15):

$$\Delta t_{8-5} = \frac{300}{R_{800-500}} \quad (4.15)$$

Substituindo os valores acima:

$$\Delta t_{8-5} = 9s \quad (4.16)$$

Isto é, o tempo de arrefecimento entre 800° e 500° C é nestas condições de 9 s.

Utilizando (4.13) vem que:

$$34 = (-2 \pi \times 0,028 \times 5,25) \frac{(682 - T_0)^2}{0,8 \times 140 \times 22} \quad (4.17)$$

Donde,

$$T_0 = 381 \text{ } ^\circ\text{C}, \quad (4.18)$$

Isto é, a temperatura necessária de pré-aquecimento é de 381° C. Em que T_0 representa a temperatura equivalente de pré-aquecimento que conduz à condição limte abaixo da qual se iniciará a produção de estruturas martensíticas.

Para validar se se trata efectivamente de uma espessura é forte, tem-se

Para

$V = 22 \text{ V}$	$R_{crit} = 34^\circ \text{ C/s}$
$I = 140 \text{ A}$	$K = 0,028 \text{ J/mm}^3 \cdot s \cdot ^\circ \text{C}$
$v = 5,25 \text{ mm/s}$	$c = 0,0044 \text{ J/mm}^3 \cdot ^\circ \text{C}$
$t = 12,7 \text{ mm}$	$E_{Tef} = 410 \text{ J/mm}$
	$T_C = 682^\circ \text{C} \quad (4.9)$

$$\tau = 12,7 \times \sqrt{\frac{0,044 \times (682 - 381)}{410}} \quad (4.19)$$

sendo então a espessura de transição calculada, $\tau = 2,23$, isto é, é maior que 0,9, pelo que se conclui estarmos em condições de escoamento tridimensional. Pelos estudos realizados [22], reforça-se o previsível escoamento tridimensional pelo facto

de $\tau > 2$, uma vez que a soldadura circunferencial tem uma penetração reduzida na parede da tubagem, num rácio de 10%.

Segundo Lee [21], a temperatura T_M (Temperatura liquidus) pode ser calculada por uma expressão empírica como a expressa na eq 4.20 em que C é o teor em Carbono

$$T_M = 1810 - 90 C \quad (4.20)$$

Logo,

$$T_M = 1803 \text{ } ^\circ\text{K} = 1530 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (4.21)$$

Verificando que para a velocidade de arrefecimento atingida sem pré-aquecimento de $162 \text{ } ^\circ\text{C/s}$, atinge-se os $400 \text{ } ^\circ\text{C}$ em 7s e para a situação de pré-aquecimento a 250°C com uma velocidade de arrefecimento atingida de $70 \text{ } ^\circ\text{C/s}$, atinge-se os 400°C em 16s, o que comparando com o TTT-TAC do material da tubagem em causa se encontra exclusivamente formação de Martensite, pelo que é necessária a realização de um pré-aquecimento de 250°C , que reduz a velocidade de arrefecimento para $70 \text{ } ^\circ\text{C/s}$.

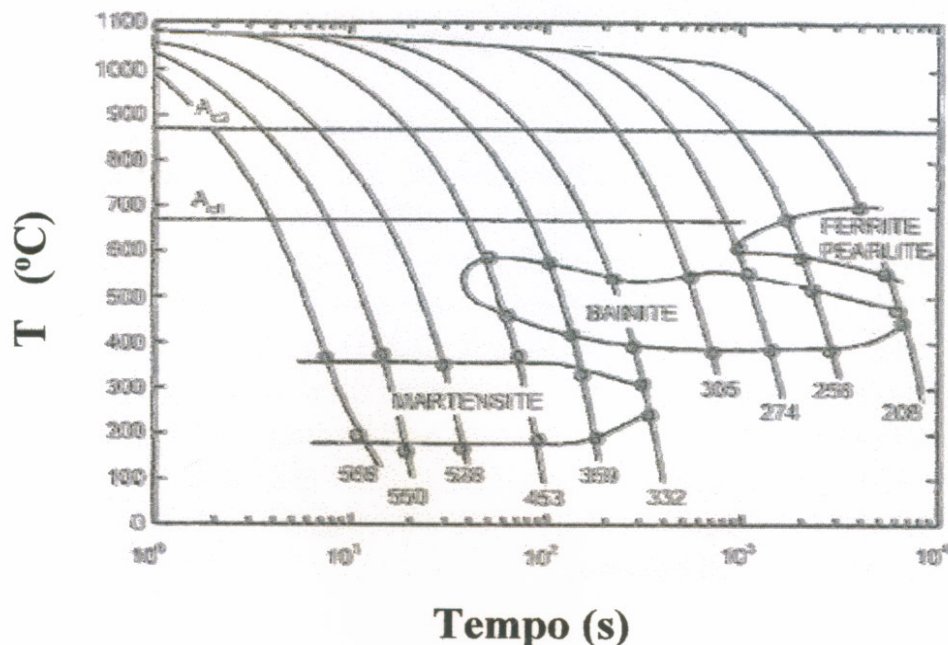


Fig. 25 – Diagrama TTT-TAC para tubo API 5L X70 [50]

Então para uma velocidade de arrefecimento de 70°C/s, atinge-se os 25°C em 21,5s, o que implicava ainda o aparecimento de Martensite descrita como tempera Martensítica e elevadas durezas HV, pelo que não é possível determinar se a equação de Rosenthal é ajustada, ainda que o sentido da abordagem não tenha tido em conta a presença de um fluxo de hidrocarbonetos que retira calor por unidade de tempo.

Pelo diagrama TTT-TAC a taxa equivalente que produz os efeitos verificados nas Micrografias e nas Identificações, de total ausência de Martensite e com durezas inferiores a 300 HV, implicava arrefecimentos na ordem de 500s pelo que se justifica a utilização de um pré-aquecimento e temperaturas de interpasse elevadas destinado a diminuir a velocidade de arrefecimento. De igual forma, não foi estudado o efeito que tem o T que se encontra solidário com o tubo base que é responsável pelo armazenamento de uma quantidade significativa de calor e que resulta na desaceleração do arrefecimento produzido e não quantificado, pelo que se justificava a investigação dos escoamento de calor através de um programa de elementos finitos para determinação das atenuações produzidas pelo acessório.

De forma mais preponderante, a abordagem de estudo das condições de arrefecimento dos cordões de soldadura recorrendo às equações de Rosenthal, pressupõe a realização de passes únicos, o que não é o caso, já que as soldaduras circunferenciais foram realizadas pelo método de deposição de passes sobrepostos resultando em revenidos sucessivos, originando uma melhoria efectiva das ZTA's. Este facto, por si só beneficia as condições metalúrgicas do cordão de forma significativa.

Contudo, a realização de pré-aquecimento conduz a extensões da zona termicamente afectada e fundida maiores que degradam as propriedades mecânicas do material, pelo que é relevante estimar a extensão da ZTA com e sem Pré-aquecimento.

Para isso tomando ainda a eq de Rosenthal

$$\frac{1}{T_p - T_0} = \frac{4,13 \rho c t Y}{E_{Tef}} + \frac{1}{T_f - T_0} \quad (4.22)$$

Em que:

T_p - Temperatura de pico ($^{\circ}\text{C}$) (5.9)

T_0 - Temperatura inicial da peça ($^{\circ}\text{C}$)

T_f - Temperatura de fusão do metal a soldar ($^{\circ}\text{C}$)

E_{Tef} - Entrega térmica efectiva do processo de soldadura (J/mm)

ρ – densidade do metal (g/dm³)

c – calor específico do metal (J/g $^{\circ}\text{C}$)

t – espessura da peça (mm)

Nas condições de soldadura de execução do provete e sem pré-aquecimento,

$V = 22 \text{ V}$	$T_0 = 25 \text{ }^{\circ}\text{C}$	$t = 12,7 \text{ mm}$
$I = 140 \text{ A}$	$T_c = 1530 \text{ }^{\circ}\text{C}$ (5.21)	$\eta_I = 0,8$
$V = 5,25 \text{ mm/s}$	$\rho c = 0,0044 \text{ J/mm}^3 \text{ }^{\circ}\text{C}$	$E_{Tef} = 469 \text{ J/mm}$

$$\frac{1}{682 - 25} = \frac{4,13 \times \rho c \times 12,7 \times Y}{469} + \frac{1}{1530 - 25} \quad Y = 1,74 \text{ mm} \quad (4.23)$$

Isto é a extensão da ZTA é de 1,74 mm,

Com pré-aquecimento a 250 $^{\circ}$ C a extensão da ZTA pode determinar-se do mesmo modo:

$V=22 \text{ V}$	$T_0 = 250 \text{ }^{\circ}\text{C}$	$t=12,7 \text{ mm}$
$I=140 \text{ A}$	$T_c = 1530 \text{ }^{\circ}\text{C}$	$\eta_I = 0,8$
$v=5,25 \text{ mm/s}$	$\rho c = 0,0044 \text{ J/mm}^3 \text{ }^{\circ}\text{C}$	$E_{Tef}=469 \text{ J/mm}$

$$\frac{1}{682 - 250} = \frac{4,13 \times \rho c \times 12,7 \times Y}{469} + \frac{1}{1530 - 250} \quad Y = 3,11 \text{ mm} \quad (4.24)$$

Como conclusão, o incremento do pré-aquecimento e da entrega térmica origina o aumento da ZTA, mas conduz à diminuição das durezas encontradas conforme era expectável [10].

Verifica-se que tais formulações fazem sentido num universo que visa sustentar o aparecimento de modelos informáticos, tais como o Modelo Battelle, o método EWI e o mais recente Modelo PRCI Thermal Analysis, baseado no primeiro mas com um interface com o utilizador mais amigável.

Este modelo faz uso das formulações anteriores mas recorre a métodos de integração através de cálculos por abordagens de elementos finitos, através da escolha de malhas do tipo manga de envolvimento do defeito, ligação perpendicular através de ramal, e deposição de passos circunferenciais.

O suporte requer o input de elementos fundamentais para o cálculo, tais como a taxa de arrefecimento retirada do teste de Tewi ou “Heat Sink Capacity”, assim como das geometrias próprias da tubagem e dos caudais de fluido que a atravessa. Destes modelos informáticos é possível retirar uma aproximação bastante real das durezas atingíveis, pela introdução dos dados de Tewi, transformando a informação, prevendo os tempos de arrefecimento da soldadura sabendo a composição química detalhada da tubagem, modulando os mesmos através do algoritmo de Yurioka.

A vantagem deste software reside na facilidade de utilização e de processamento de dados, tais como durezas esperadas, limiar mínimo de entregas térmicas a verificar na operação em campo.

4.2 Análise Metalográfica e Durezas das Soldaduras Circunferenciais

Foi realizada a análise metalográfica de acordo com a Norma EN1321:1996 Standard ao Provete C1 com o material base API 5L X70 / EN10028-3 P355NL-1 e soldado através do processo SER, utilizando o material de adição E9018-G com designação comercial “Bohler FOX BVD 90”. A orientação da secção dos provetes escolhida foi a Transversal, utilizando um reagente de contrastação de Nital a 2% . As imagens visualizadas encontram-se magnificadas 2,2 vezes tendo as imperfeições sido analisadas de acordo com a norma ISO 6520: 2001

A Fig.27 apresenta uma macrografia em que é visível a sequência de passes, não sendo evidentes defeitos de soldadura. Existe contudo uma falta de concordância

no topo do acessório pela deposição de um cordão concavo, assim como, com o 3º passe do “Buttering” que não foi revenido pela correcta deposição do passe subsequente como exemplificado na fig.13, com acentuação da definição da ZTA. Esta deficiente deposição do passe de sobreposição (passe 3 da fig.22) após os passes A na zona de ligação ao material base, é potenciador de fissuração a frio tal como exemplificado na fig. 28.

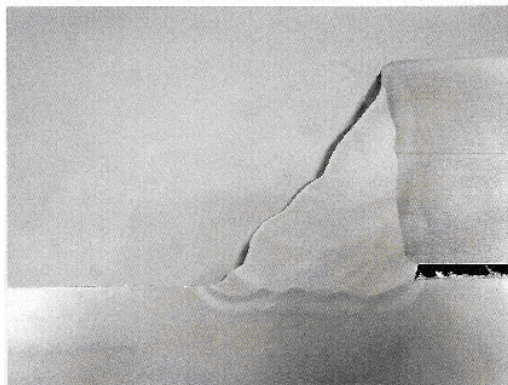


Fig. 26 - Macrografia da soldadura circumferencial C1 em X70 (ampliação 2,2 vezes)

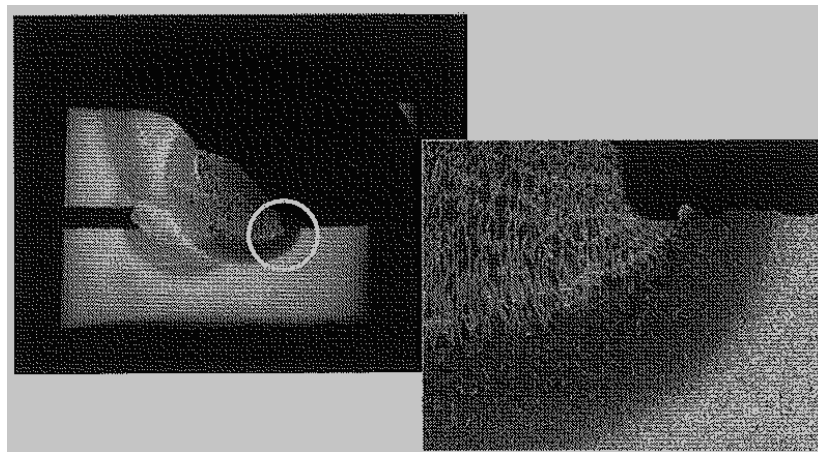


Fig.27 – Exemplo de fissuração no limite da zona soldada

De igual forma, foi realizada a análise metalografica de acordo com a Norma EN1321:1996 Standard ao Provete C2 com o material base API 5L X70 / EN10028-3 P355NL-1 e soldado através do processo SER, utilizando o material de adição E9018-G com designação comercial “Bohler FOX BVD 90”. A orientação da secção

dos provetes escolhida foi a Transversal, utilizando um reagente de contrastação de Nital a 2% . As imagens visualizadas encontram-se magnificadas 2,1 vezes tendo as imperfeições sido analisadas de acordo com a norma ISO 6520: 2001.

Na Fig 29 apresenta-se uma macrografia do cordão circunferencial C2 com a ZTA bem visível e com a totalidade dos passes A da fig.13 correctamente revenidos. Sendo assinaláveis imperfeições como abatimento no cordão, cavidades, inclusões sólidas e falta de penetração na folga do acessório, causando um efeito de entalhe pronunciado, potenciador de fissuração a frio.

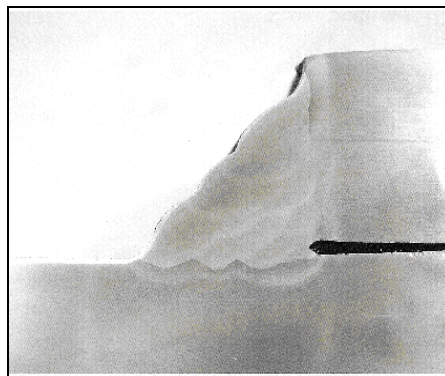


Fig. 28 - Macrografia da soldadura circunferencial C2 em X70 (ampliação: 2,1x)

4.3 Verificação da susceptibilidade à fissuração a frio

Como referido anteriormente um dos problemas na soldadura destas tubagens é a ocorrência de fissuração a frio, para isso usando a metodologia proposta pelo IIW, calculou-se a susceptibilidade à fissuração a frio deste aço, através do parâmetro P_W a seguir indicado que contempla a composição química do material, o hidrogénio difundido e o grau de constrangimento das juntas [19].

$$P_W = P_{CM} + \frac{H}{60} + \frac{K}{40 \times 10^3} \quad (4.25)$$

Em que:

$$P_{CM} = C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn}{20} + \frac{Cu}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Cr}{20} + \frac{Mo + V}{15} \quad (4.26)$$

e H – Quantidade de Hidrogénio dissolvido

No caso em estudo, foram utilizados eléctrodos básicos devidamente secos o que implica uma afectação para $H=4 \text{ mL}/100 \text{ g}$

Quando $P_w > 0,28$, então existe susceptibilidade de fissuração a frio do material [19].

Para o aço em questão, API 5L X70 tem-se:

$$P_{CM} = 0,078 + \frac{0,138}{30} + \frac{0,138}{60} + \frac{0,061}{20} + \frac{0,041}{15} = 0,09 \quad (4.27)$$

Sendo K o factor de constrangimento da junta, em juntas de canto $K = 70 \times t$ [28], sendo t a espessura combinada das chapas.

$$\text{Assim, } K = 70 \times t = 2\,289 \text{ MPa} \quad (4.28)$$

Substituindo em (4.25)

$$P_w = P_{CM} + \frac{4}{60} + \frac{2289}{40 \times 10^3} = 0,09 + 0,0666 + 0,0127 = 0,214 \quad (4.29)$$

Do quadro abaixo [19], $P_w < 0,28$ pelo que não existe susceptibilidade à fissuração a frio deste aço nestas condições de constrangimento e de hidrogénio introduzido..

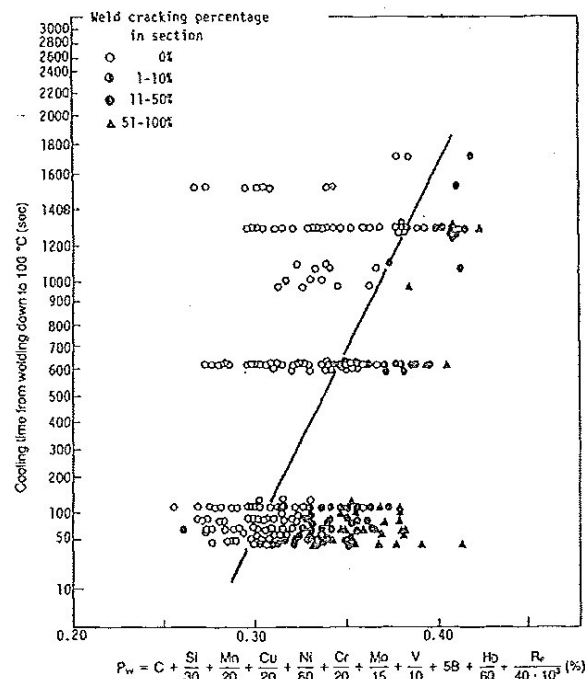


Fig. 2—Relationship between the P_w value and the cooling time. The straight line separates cracked welds from non-cracked welds and is the critical cooling time line.

Fig. 29 – Relação entre o factor P_w e o tempo de arrefecimento[19].

4.4 Ensaio de Dureza das Juntas Soldadas C1 e C2

Os ensaios de dureza foram efectuados nos Provetes C1 e C2, executado no material base API 5L X70 / EN10028-3 P355NL-1 e soldado através do processo SER, utilizando o material de adição E9018-G com designação comercial “Bohler FOX BVD 90” de acordo com a norma de ensaio: EN1043-1:1995, com um durómetro do tipo HV com uma força de 10 N.

4.4.1. Junta Soldada C1

Os ensaios de dureza Vickers realizados nos pontos indicados na Fig 30 revelam durezas obtidas abaixo do limiar dos 350HV que confirma a não existência de martensite na ZTA, assegurando a ductilidade necessária.

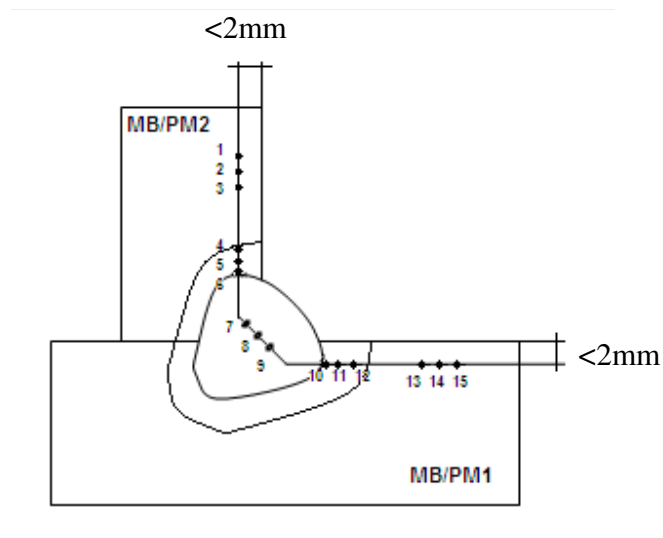
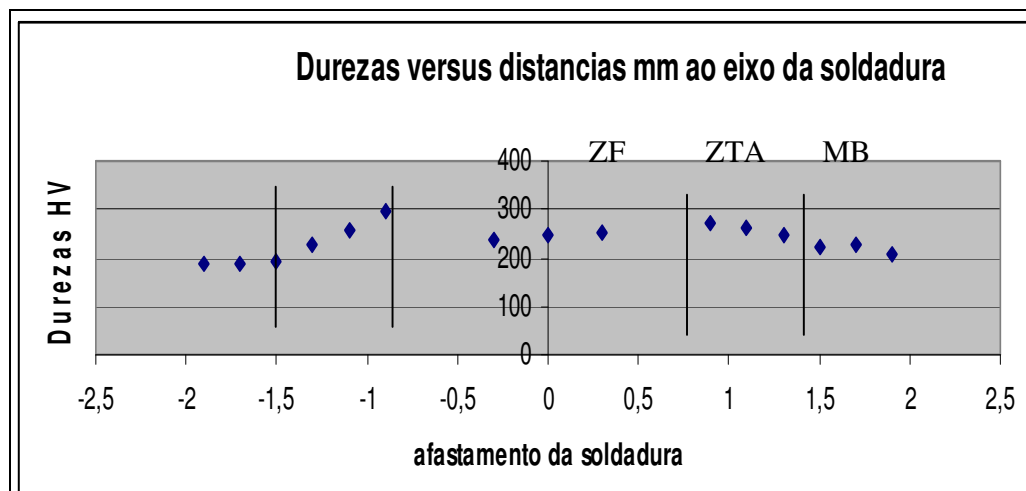


Fig 30 – Identificação da colocação das impressões de dureza C1

As indentações 6 e 10 encontram-se a uma distância inferior a 0,5 mm da linha de fusão.



4.4.2. Junta Soldada C2

Os ensaios de dureza Vickers realizados nos pontos indicados na Fig 31 revelam durezas obtidas abaixo do limiar dos 350HV que confirma a não existência de martensite na ZTA, assegurando a ductilidade necessária.

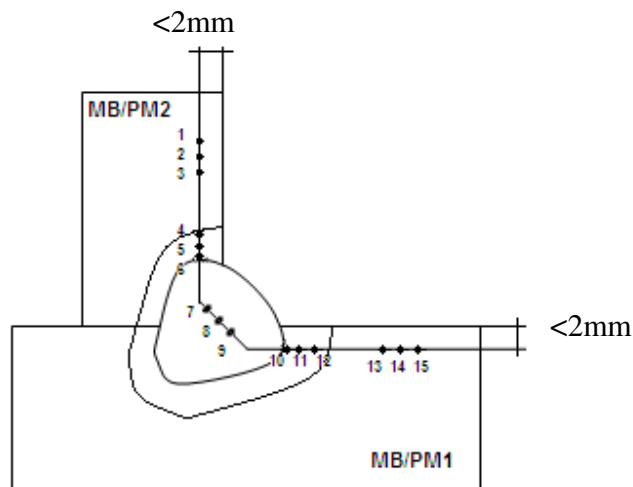
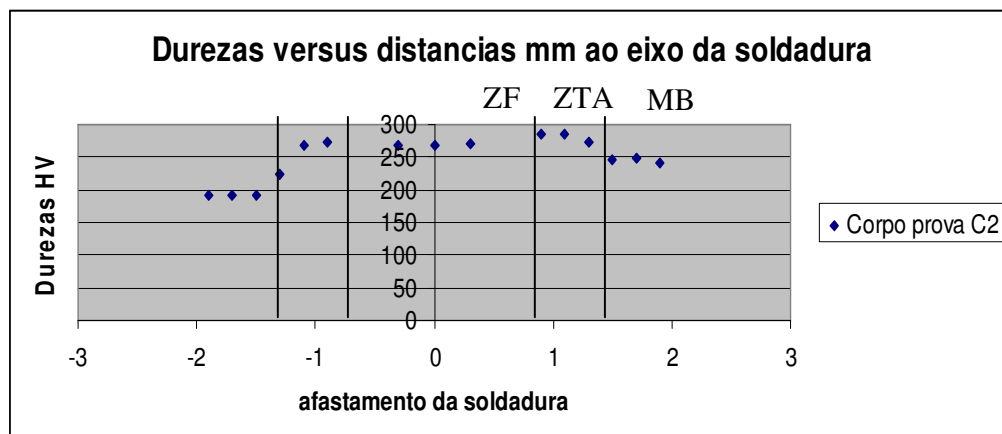


Fig 31 – Identificação da colocação das impressões de dureza C2

As identações 6 e 10 encontram-se a uma distância inferior a 0,5 mm da linha de fusão.



4.5 Micrografias da Junta Soldada

O material de base apresenta uma estrutura ferrítico-perlítica característica de um aço de baixo carbono laminado, tal como se apresenta na Fig 32.

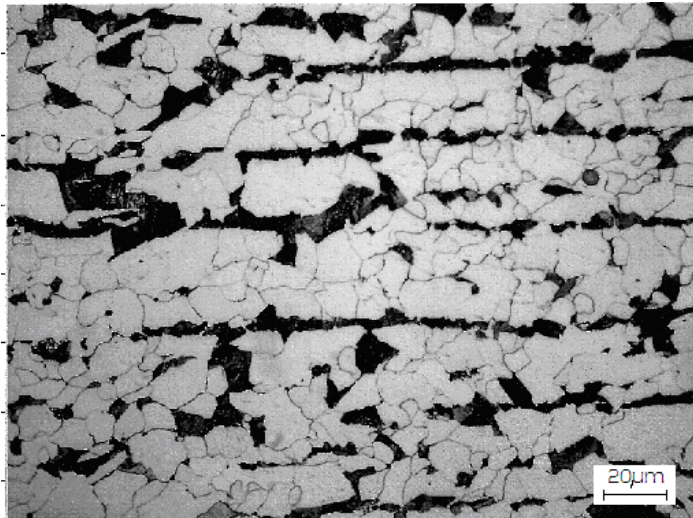


Fig. 32 – Micrografia ao material base do tubo

Visualiza-se na micrografia da fig.33 que a ZTA adjacente à ZF revela uma estrutura de grão grosseiro devido à elevada temperatura observada nesta zona. Trata-se de uma microestrutura constituída por ferrite com uma morfologia típica das estruturas de Widmanstätten, e carbonetos, que dada a sua disposição e os valores de dureza se identifica como bainite. Neste tipo de aços é muito frequente, mesmo com entregas térmicas significativas obter este tipo de estrutura.

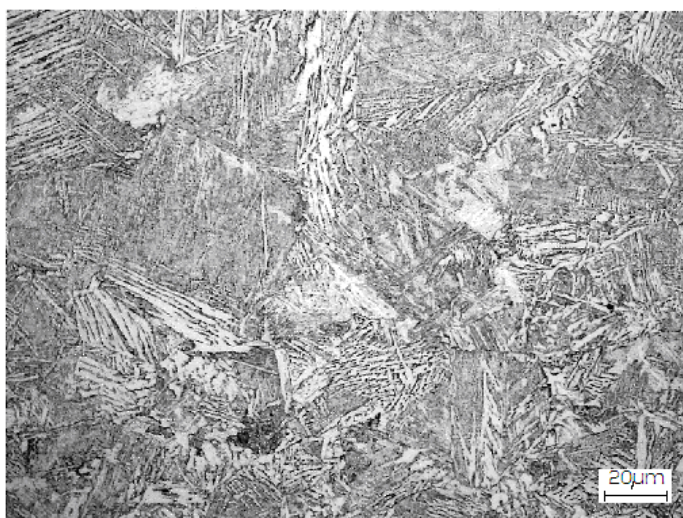


Fig. 33 – Micrografia da ZTA

Visualiza-se na fig.34 que a zona fundida revela uma estrutura típica de solidificação com grãos colunares de grandes dimensões constituídos por ferrite e perlite com baixa dureza.

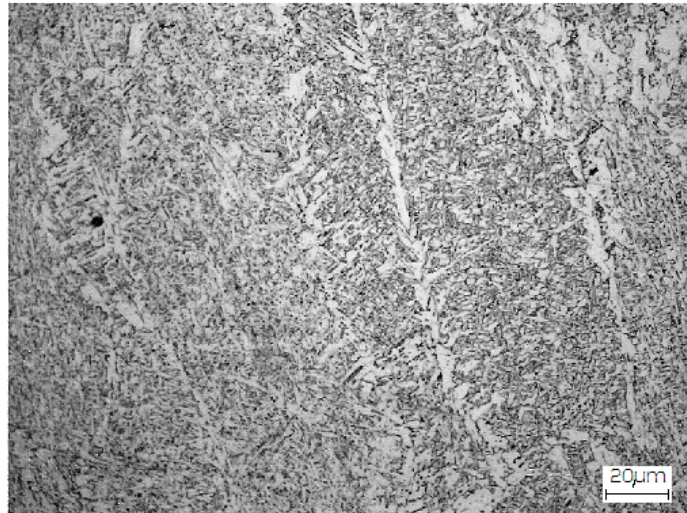


Fig. 34 – Micrografia na zona fundida da parede do acessório

As durezas foram efectuadas em cinco zonas distintas, a saber;

- material base fora da influência da ZTA
- material base sobre influência da ZTA
- material de adição
- acessório sobre influência da ZTA
- acessório fora da influência da ZTA

Da sua análise, verifica-se que as durezas obtidas no material base fora da influência da junta soldada são da ordem dos 190 HV, o que se encontra condizente com o índice máximo de $C_{eq.} = 0,42$, patente no código API 5L. Da verificação dos pontos medidos no material base que sofreu influência dos ciclos de aquecimento/arrefecimento na ZTA, obtemos incrementos em alguns pontos de 100 Vickers, ainda assim inferiores aos 350 Vickers, preconizados vulgarmente na literatura referenciada [4,20]. Existem estudos realizados [18] que permitem

relacionar o $C_{eq.}$ com a entrega térmica e o Tempo de arrefecimento verificado entre 800 °C e 500 °C ($T_{8/5}$) e determinar o valor da dureza crítica a partir da qual se tornará evidente o potencial de se originar fissuração. Tais curvas de taxas de arrefecimento máximo encontram-se identificadas e fazem parte dos programas de cálculo avançado de simulação de condições de soldadura em tubagem com circulação de fluidos no seu interior, já atrás referenciadas.

Na zona do material de adição, as durezas atingidas são inferiores a 300 Vickers, previsíveis pelo facto de que o material de adição apresenta ele próprio uma elevada dureza em linha com as características previstas, associadas a uma tensão superior ao tubo base de cerca de 70 MPa .

Na zona do acessório afectada termicamente pela soldadura (ZTA), os valores encontrados situam-se nos 280 Vickers, em linha com a diminuição da dureza verificada no acessório, ainda que bastante afastada do limite dos 350 HV [4].

Na zona do acessório não afectada termicamente pela soldadura (ZTA), os valores encontrados situam-se nos 240 Vickers, em linha com o presença de um material com $C_{eq.}=0,43$ e com tensão de cedência superior em 60 MPa, ainda que esta dureza esteja bastante afastada do limite dos 350 HV [6].

4.6 Ensaios Mecânicos

Os ensaios mecânicos foram efectuados nos corpos de prova L1, L2, C1+C1A e C2+C2A, retirados de tubagem com o material base API 5L X70 / EN10028-3 e do acessório P355NL-1, soldados através do processo SER, utilizando o material de adição E9018-G com designação comercial “Bohler FOX BVD 90” com diâmetro de 406,1 mm e espessuras 12,7/20 mm respectivamente. Os ensaios foram realizados de acordo com a norma de ensaio API 1104 std ed.20 [6], recorrendo a provetes do tipo prismáticos à temperatura ambiente de 20 °C.

Onde L1 – Sold.Longitudinal direita

C1+C1A – Sold. Circunferencial anterior

L2 – Sold. Longitudinal esquerda
posterior

C2+C2A – Sold. Circunferencial

Tabela 6 – Resultados dos ensaios de rotura

Provete				Tensão Rotura MPa	Obs.
Referência	Espessura a / mm	Largura/diâmetro b / mm	Secção inicial So / mm²		
L1	16,5	25,2	391,2	592	MB
L2	16,5	25,2	390,6	598	MB

Legenda:

MS – Rotura na soldadura; MB – rotura no material base; RD – rotura do tipo dúctil; RF- Rotura do tipo frágil.

Tabela 7 – Resultados dos ensaios de Tracção dos provetes das soldaduras Circunferenciais C

Provete			Força de rotura kN	“Fish eye” S / N	Obs.
Referência	Espessura a / mm	Largura/diâmetro b / mm			
FW_C1	20	25	132	N	NA
FW_C1A	20	25	87	N	NA
FW_C2	20	25	86	N	NA
FW_C2A	20	25	126	N	NA

Legenda: NA – Nada a assinalar.

Tabela 8 – Resultados dos ensaios de Tracção dos provetes das soldaduras longitudinais L

Provete			“Fish eye” S / N	Obs.
Referência	Espessura a / mm	Largura/diâmetro b / mm		
BW_L1	20	25	N	NA
BW_L2	20	25	N	NA

Legenda:

NA – Nada a assinalar.

Tabela 9 – Resultados dos ensaios de dobragem dos provetes das soldaduras Longitudinais L

Provete			Diâmetro do Mandril mm	D/a	Distância sobre apoios mm	Ângulo de dobragem Graus ^o	Obs.
Referência	Espessura a / mm	Largura/diâmetro b / mm					
L1_DL1	10,1	20,1	45	0,23	120	180	NA
L1_DL2	10,1	20,1	45	0,23	120	180	NA
L2_DL1	10,1	20,2	45	0,23	120	180	(3)
L2_DL2	10,2	20,2	45	0,23	120	180	(2)

Legenda: DF – Dobragem na face; DR – Dobragem na raiz; DL – Dobragem lateral; NA – Nada a assinalar.

OBS: (1) – Imperfeição superior a 3 mm. (2)– Imperfeição inferior a 3 mm.

(3)– Imperfeição na aresta inferior a 6 mm.

Tabela 10 – Resultados dos ensaios de dobragem dos provetes das soldaduras Circunferenciais C

Provete			Diâmetro do Mandril mm	D/a	Distância sobre apoios mm	Ângulo de dobragem Graus ^o	Obs.
Referência	Espessura a / mm	Largura/diâmetro b / mm					
C1_DF1	12,8	25,1	89	0,14	120	180	NA
C1A_DF1	12,6	25,1	89	0,14	120	180	NA
C2_DF1	12,8	25,0	89	0,14	120	180	NA
C2A_DF1	12,9	25,1	89	0,14	120	180	NA

Legenda:

NA – Nada a assinalar.

A rotura ocorreu a uma tensão superior à tensão de rotura especificada para o material base, o que indicia um correcto dimensionamento do cordão de soldadura longitudinal, não existindo também presença de defeitos a assinalar.

As dobragens efectuadas não revelaram fissuras na zona fundida ou na ZTA com um ângulo de dobragem de 180° de acordo com a especificação [6].

4.7 Análise de Nick-breaks e Macrografias

Os testes de nickbreaks e as macrografias efectuadas aos cordões realizados mostram que foram cumpridos todos os critérios de aceitabilidade descritos no código [6], pelo que nada existe a assinalar em qualquer dos ensaios realizados, tendo as roturas ocorrido em patamares acima dos exigidos e no material base. Este facto, por si só, representa que a junta se encontra bem dimensionada, já que os valores a partir dos quais se deu a rotura nunca se encontraram abaixo dos valores de tensão de rotura de projecto.

Acresce o facto de que as ZTAs se encontrarem bem visíveis e delineadas, sem que sejam extensas. Pela existência dos testes de durezas realizados e verificando que qualquer das mesmas é inferior a 350 HV, permite concluir que a junta se encontra bem dimensionada.

4.8 Cálculo da espessura de parede da tubagem

Calculou-se ainda a espessura mínima necessária para suportar a pressão máxima de serviço [12] em função das características do aço e da pressão interna que é de 8,4 MPa.

$$P = \frac{20St}{D_{ext}} \quad (4.30)$$

Onde:

P.: Pressão máxima admissível (bar);
S: Mínimo limite elástico do material especificado de 482 MPa, ;
 t_{min} : Espessura mínima resistente à pressão
 D_e : Diâmetro exterior do tubo (mm).

$$P = \frac{20 \times 482 t_{min}}{711} = 8,4 \text{ MPa} \quad (4.31)$$

$$t_{min} = 6,25 \text{ mm} \quad (4.32)$$

Através deste calculo, verifica-se que se a parede nominal de uma tubagem tiver uma espessura de 12,7mm, resulta na pratica que os 6,45mm remanescentes são

considerados sobreespessuras destinadas a precaver eventuais corrosões, quer interiores por desgaste da passagem do fluido, quer exteriores por deficiências do revestimento em Polietileno, que reduz a sua eficiência dielétrica com o tempo decorrido após instalação subterrânea, assim como para reduzir o valor de tensão circunferencial resultante.

5.PROCEDIMENTOS DE SOLDADURA RECOMENDADOS

Face ao estudo efectuado sistematizaram-se dois tipos de procedimentos de soldadura para a reparação/modificação de tubagens em carga de modo a evitar os problemas encontrados industrialmente. Um para espessuras inferiores a 6,4 mm e outro para espessuras superiores.

Existem diversas variáveis que serviram para identificar as condições do procedimento e as suas gamas de validade, as quais se descrevem abaixo;

- deve-se escolher para o acessório um material compatível com a tubagem, sendo estes identificados pelo Carbono Equivalente - Ceq. e pela tensão de cedência.
- devem ser agrupados pelas condições operacionais do pipeline, tais como, tipo de fluido, caudal, etc...)
- para procedimentos destinados a suplantar os efeitos das taxas de arrefecimento pronunciadas através de altas entregas térmicas, estas devem ser identificadas, assim como pela utilização de sequencias de passes específicos.

O método de soldadura escolhido é o de SER com passos dados na direcção descendente e DCEN para menor penetração, onde o eléctrodo seleccionado para qualquer dos casos será do tipo XX18-G, ficando os dois algarismos iniciais dependentes do grau da tensão de cedência da tubagem e acessório. Tendo presente que o eléctrodo refere a tensão de rotura e a tubagem a tensão de cedência, a escolha do mesmo deve ser superior ao grau da tubagem.

Deve ser assegurado em permanência um caudal mínimo para garantir a integridade da parede remanescente, tornando desnecessário proceder à diminuição da pressão da tubagem. Dado que a tensão de cedência diminui drasticamente com o aumento de temperatura, deve ser acautelada a passagem de caudal para remoção do calor, assegurando temperaturas inferiores a 528 °C.

A geometria da junta deve estar conforme a fig. 19.

5.1. Procedimento de Soldadura para espessuras inferiores a 6,4mm

Adicionalmente e particularmente pelos estudos anteriormente descritos, para tubagens com espessuras inferiores a 6,4 mm é referido que o risco de ocorrer uma perfuração inadvertida da parede da tubagem em contacto com o eléctrodo é praticamente inexistente recorrendo a boas práticas operativas.

As recomendações mais significativas a ter em conta para a realização destes procedimentos são as seguintes;

- Devem ser restringidas as condições de soldadura em tubagem com espessuras inferiores a 5 mm. O limite de espessura necessário para a realização de intervenções situa-se nos 4 mm, verificado através da execução de procedimento aprovado em 1998.
- Deve recorrer-se à utilização de eléctrodos com revestimento básico com baixo teor de hidrogénio devidamente secos e de diâmetro reduzido 2-2,4 mm destinados a utilização vertical descendente em soldadura por arco eléctrico, devido essencialmente à quantidade de equipamento necessário ao trabalho em campo (fonte e eléctrodo), escolhendo DCEN para garantir menor penetração do cordão de soldadura. Deve ser igualmente privilegiada a utilização de passes corridos sem oscilação, para diminuir a concentração de calor na frente do eléctrodo.
- Devem ser limitadas as entregas térmicas, tipicamente a 0,5 kJ/mm para espessuras de tubagem de 4 mm a 1,4 kJ/mm para espessuras de tubagem de 5 mm. Para tal, o procedimento de soldadura deverá contemplar a utilização de pré-aquecimento para diminuir a velocidade de arrefecimento.
- Para efectuar um melhoramento das ZTA's envolvidas no processo, deverá ser seguido um procedimento de deposição sequencial dos passes de acordo com a fig.22 [13].
- Por questões de segurança dos operadores, a pressão de serviço deverá ser limitada a 60 bar em tubagem de parede fina independentemente da classe do material empregue. Já que a existir uma perfuração inadvertida da parede da tubagem durante a deposição do cordão de soldadura esta ocorre por diminuição da

tensão de cedência/rotura por aumento da temperatura acima dos 528 °C [19] independentemente da pressão que tenha de conter.

- As entregas térmicas deverão ser monitorizadas por pessoal qualificado, especialmente a corrente (A) e a pratica operativa (sentido e sequência dos passes).
- Após serem verificadas as condições de funcionamento das tubagens em termos de severidade de arrefecimento, deve ser realizada prova em estaleiro recorrendo à montagem preconizada na fig.11 efectuando uma simulação das condições de arrefecimento encontradas na tubagem original, através da circulação de água no seu interior.
- Para espessuras reduzidas deve ser privilegiada a utilização de acessórios do tipo (a) (fig. 35), uma vez que as soldaduras efectuadas em carga se resumem às circunferenciais, com melhor comportamento à perfuração inadvertida da tubagem.

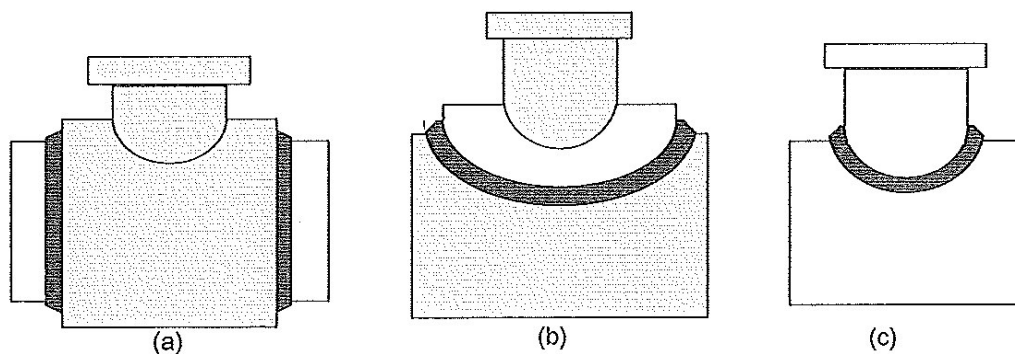


Fig. 35 – Variações de soldaduras em acessórios destinados a Intervenções em carga

Para estas espessuras devem ser seguidas adicionalmente as recomendações atrás indicadas, um ou mais métodos de verificação do risco de perfuração inadvertida da parede da tubagem baseados nos estudos de:

- temperatura máxima existente na superfície interior da tubagem, segundo os estudos do Instituto Battelle, relacionando-a com a redução das tensões de cedência/rotura do material da tubagem.
- análises termo-elasto-plástica das tensões.

Em particular, os estudos realizados apontam para a existência de um indicador que generaliza as condições operativas e que permite fazer a associação de condições de soldadura de diversas tubagens em carga. São eles a T_{8-5} que se revelou independente do diâmetro da tubagem desde que o coeficiente de transferência de calor seja constante. Assim torna-se possível calcular a velocidade de arrefecimento que relaciona combinações de pressões, caudais e diâmetros de tubagem.

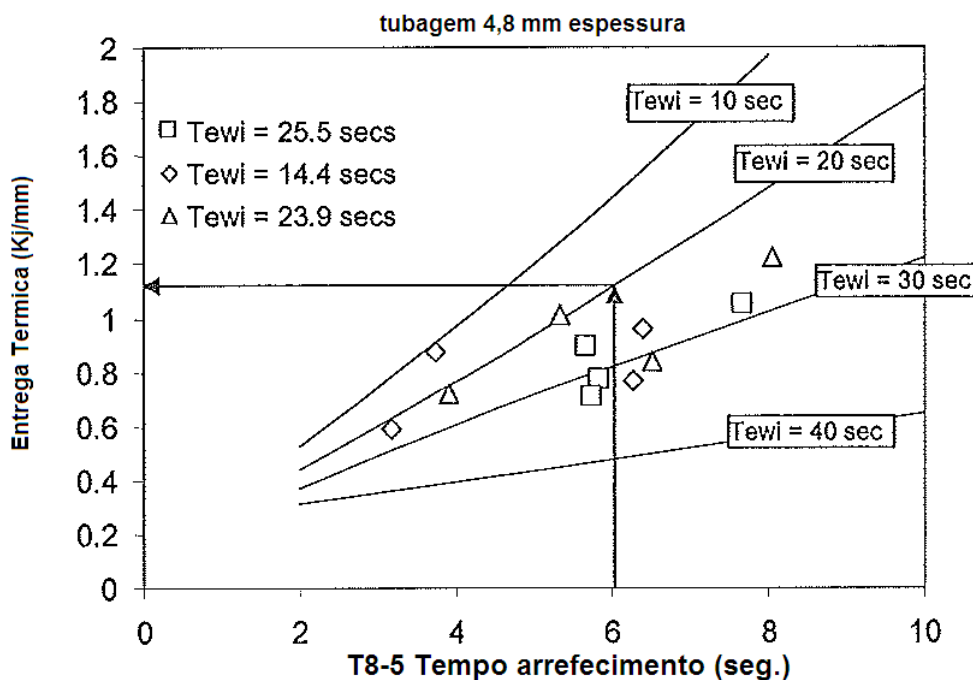
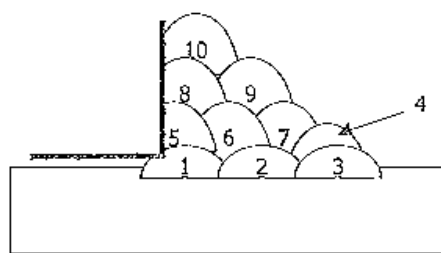


Fig. 36 – Correlação entre entrega térmica e o tempo de arrefecimento entre 800°C e 500°C [29]

O trabalho realizado pelo EWI originou entre outras conclusões, que era possível relacionar o teste expedito de balizamento das condições operacionais da tubagem em termos de velocidade de arrefecimento entre 250 °C e 100 °C denominando como T_{EWI} , com os tempos T_{8-5} calculados, fazendo corresponder a entrega térmica mínima que mantém as durezas estimadas abaixo de 350 HV (fig.36).

Devido à espessura da tubagem ser fina origina um escoamento de calor elevado devido maioritariamente ao fluido que circula no interior possuir uma elevada capacidade de remover calor. Dessa forma, e porque os pré-aquecimentos a utilizar são pouco eficazes, necessitar-se-ia de elevadas entregas térmicas para assegurar

um arrefecimento mais lento. Tal revela-se impraticável devido ao elevado risco de perfurar inadvertidamente a parede remanescente. Recorre-se então à utilização de passes de “buttering” que servem essencialmente para aumentar a espessura da parede resistente, depositados com elevadas velocidades, paralelos e corridos, de forma a terem uma baixa entrega térmica (fig.37). Seguem-se os passes de revenido destinados a melhorar os anteriores do ponto de vista estrutural, beneficiando-os metalograficamente, bem como as ZTA’s [13].



(b) Passes de "Buttering" e passes revenidos

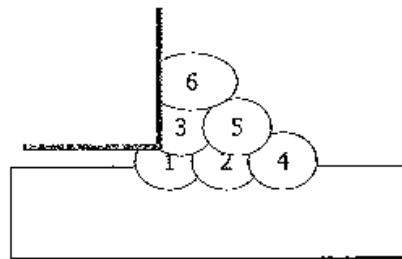
Fig.37 – Deposição de sequência passes “buttering” e revenidos

5.2. Procedimento de Soldadura para espessuras superiores a 6,4mm

A principal preocupação para a elaboração do procedimento destinado à sistematização da soldadura em carga para espessuras superiores a 6,4 mm, prende-se com o fenómeno de fissuração a frio. Em particular pelas elevadas taxas de arrefecimento, originadas pelos elevados caudais transportados pelas tubagens de hidrocarbonetos, já que associados a elevadas espessuras estão grandes diâmetros. Estas taxas devem de ser verificadas pela realização do teste Tewi .

Desta forma, já que o fenómeno de uma eventual perfuração inadvertida da tubagem só faz sentido para as espessuras de transição em torno dos 6,4 mm, deve-se abordar estas soldaduras dando um especial ênfase a entregas térmicas e a pré-aquecimentos elevados (acima dos 150 °C) destinadas a compensar a elevada taxa de arrefecimento [8].

A sequência de passes seleccionada para baixos caudais e elevadas espessuras (acima de 12 mm) são os ilustrados na fig.38, já que a utilização de entregas térmicas elevadas assegura uma correcta junta, desde que assegurados os convenientes pré-aquecimentos de 150 °C.



(c) arranjo de passes paralelos corridos

Fig.38 – Passes paralelos corridos

Para condições extremas de arrefecimento, com os tempos verificados pelo teste Tewi, deve de ser assegurada novamente uma deposição de passes conforme a fig.37, já que minimizam a penetração e mantêm aceitáveis as extensões e durezas nas ZTA's. O pré-aquecimento, quando possível, deve ultrapassar os 150 °C, sendo aconselhável a utilização de maçaricos de oxi-propano para assegurar a obtenção dos 250 °C, já que em algumas situações de caudais elevados, os tempos de soldadura entre os 200 °C e os 100 °C puderam atingir os 15 seg. insuficientes para a manutenção da soldadura durante a deposição de um eléctrodo.

O eléctrodo seleccionado para qualquer dos casos será do tipo EXX18-G, ficando os dois algarismos iniciais dependendo do grau da tensão de cedência da tubagem e acessório. Tendo presente que o eléctrodo refere a tensão de rotura e a tubagem a tensão de cedência, a escolha do mesmo deve ser superior ao grau da tubagem.

De igual forma, através da obtenção da Tewi, existe a possibilidade de a relacionar com o T8-5 teórico e calcular a Entrega térmica que assegura durezas inferiores a 350 HV, conforme se mostra na fig.39.

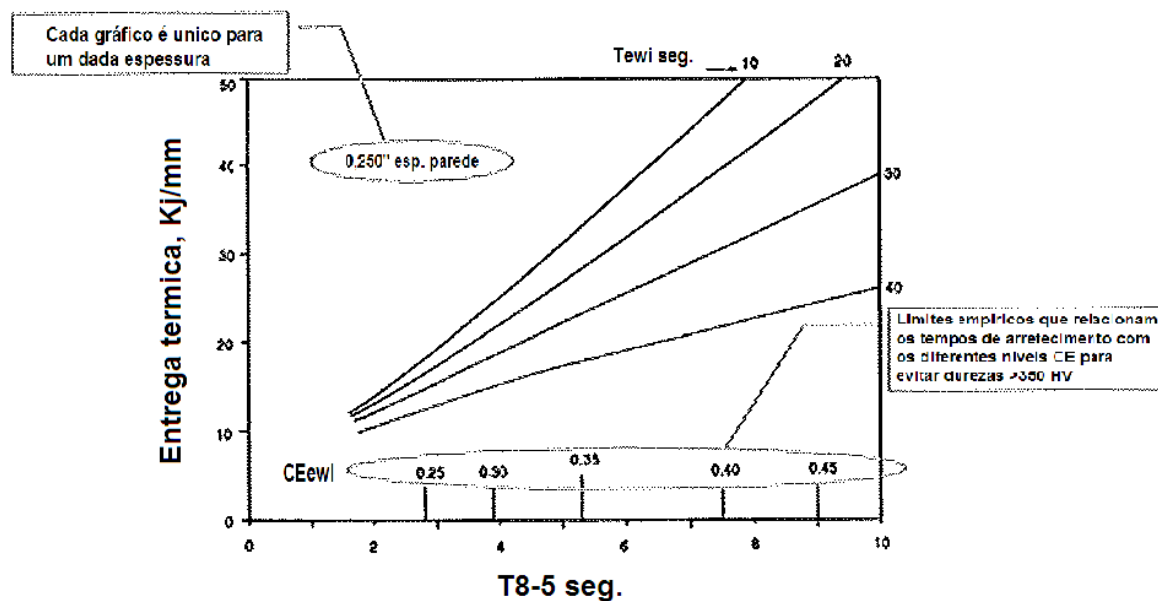


Fig. 39 – Exemplo para a Selecção de gráficos do EWI para calculo da Entrega Térmica em função da espessura da tubagem.

6. CONCLUSÕES

Em face do exposto nos capítulos anteriores desta dissertação, conclui-se da validade do processo que resulta da soldadura do acessório à parede exterior da tubagem para efeitos de execução de uma derivação, recorrendo a um método operativo que garante uma junta de resistência comprovada. O procedimento consiste na utilização do processo de soldadura SER com eléctrodos básicos secos que garantem um baixo teor de hidrogénio incorporado no cordão soldado. Face á geometria do cordão de canto verificou-se a adequação da execução da deposição de passes tipo A e B, quando utilizados em sequência permitem a diminuição do risco de efectuar uma perfuração da parede da tubagem (passe A) e um efeito de revenido nos passes previamente efectuados (passes B), assegurando uma menor fragilidade do cordão devido à eliminação de estruturas do tipo martensítico adversas, contribuindo para a diminuição do aparecimento de fissuras. Para a comprovação do processo concorreu igualmente o facto de que o pré-aquecimento a efectuar antes de qualquer deposição de passes na tubagem base, contribui determinantemente para a diminuição da taxa de arrefecimento dos cordões realizados, por efeito de retenção de calor no conjunto tubagem base/ acessório. Assim, e porque o acessório ao funcionar como elemento que armazena quantidades significativas de calor, resulta um efeito de transmissão de calor pelo cordão soldado, diminuindo as taxas de arrefecimento produzidas, alterando as premissas estudadas nas equações de Rosenthal, válidas para situações de arrefecimento ao executar um passe único.

Foram igualmente verificadas as estruturas metalográficas obtidas na soldadura de canto realizada e em particular da ZTA, visualizando-se claramente a sua espessura atingida e identificando-se as zonas que não tiveram de pré-aquecimento. Identificaram-se oportunidades de melhoria, nomeadamente da necessidade do melhoramento da penetração entre o acessório e a tubagem base, onde se identifica claramente o início de uma fissura em desenvolvimento, potenciadora de falha catastrófica da soldadura quando em serviço.

Através do recurso a micrografias de três zonas características da soldadura de canto realizada e do estudo de durezas efectuado através da execução de identificações nos corpos de prova seleccionados, foi possível verificar a inexistência de estruturas martensíticas. Da sua análise verificou-se a existência de estruturas Bainíticas do tipo “estruturas de Widmanstätten”. Das durezas atingidas nas ZTAs inferiores a 300 HV foi igualmente possível inferir da baixa probabilidade da existência de Martensite no cordão soldado.

Ficou igualmente demonstrado, ser pernicioso e desnecessário efectuar mudanças das condições operativas do gasoduto, mais concretamente de redução da pressão de serviço do gasoduto, já que tal produz agravamento das condições de arrefecimento, aumentando a severidade da operação de soldadura, se forem salvaguardadas as condições mínimas de entregas térmicas a realizar de acordo com os gráficos [29].

Como sugestão para trabalhos futuros, fica claro que deveria ser efectuado um estudo dedicado ao comportamento térmico do binómio tubagem/acessório, para procurar estabelecer as curvas de arrefecimento e validar no processo, tendo em conta o pré-aquecimento fornecido e o arrefecimento provocado pela deslocação do fluido no interior da tubagem, identificando assim o gradiente térmico real. Os modelos hoje existentes procuram indicar a entrega térmica mínima a fornecer ao processo destinada a assegurar uma velocidade de arrefecimento na parede da tubagem condizente com o arrefecimento produzido pela circulação do fluido medido pelo seu caudal. Estes dados foram efectuados recorrendo a exemplos práticos e são todos do tipo conservativo, não sendo válidos para a totalidade das condições operativas, pelo que se reforça a necessidade de investigar de modo eficaz a distribuição de calor através da sua retenção no acessório, através da utilização de um software de análise térmica por elementos finitos. Da mesma forma, deveriam ser investigadas as contingências da execução da soldadura em carga em tubagem com elevadas resistências mecânicas tais como API 5L X80 a X120, já a que tal concorre a redução de espessuras e mudança das características metalográficas.

BIBLIOGRAFIA

REF^a

- [1] J. Tiratsoo, "Oil and Gas Pipelines in 2003: An Overview", World Petroleum Congress'03
- [2] D. Yapp, S. Blackman, "Recent Developments in High Productivity Pipeline Welding", J. of the Braz. Soc. of Mech. Sci & Eng., Vol. XXVI, Nº1, January-March 2004
- [3] James H. McHaney and William A. Bruce, "Lessons to be Learned from past in-service welding incidents", from First International Conference on Welding onto In-Service Petroleum Gas and Liquid Pipelines, Welding Technology Institute of Australia, Wollongong, Australia, March 2000
- [4] Bruce W.A. and Amend W.E.. "Guidelines For Pipelines Repair By Direct Deposition of Weld Metal", from WTIA/APIA Welded Pipeline Symposium, "Welding Technology Institute of Australia, Sydney, April 3, 2009
- [5] "Procedures for Welding or Hot Tapping on Equipment in Service, Health and Enviromental Affairs Department", API RECOMMENDED PRATICE 2201, FOURTH EDITION, SEPTEMBER 1995
- [6] "Welding of Pipelines and Related Facilities", API STANDARD 1104, TWENTIETH EDITION, NOVEMBER 2005
- [7] "Gas transmission and distribution piping systems : ASME Code for pressure piping, B31", American Society of Mechanical Engineers, 2007 Edition
- [8] William A. Bruce , "Qualification of Procedures for Welding onto In-Service Pipelines", William A. Bruce, Materials Section, Edison Welding Institute, IPC02-27131
- [9] Bruce and Dr. Chris Alexander, "Pipeline Repair Methods & In-service Welding Course", Houston, 2010, February 15-16
- [10] Sindo Kou, "Welding Metallurgy", ed. Wiley - Second Edition, 2003
- [11] E. M. DIAS LOPES e R. M. MIRANDA, "Metalurgia da Soldadura", ed. ISQ, Lisboa, 1993, ISBN: 972-9228-16-17
- [12] M.J.Painter, CSIRO Manufacturing Science and Technology, P. Sabapathy, The University of Adelaide, "In-Service Welding of Gas Pipelines", CRCWS Project 96:34 Final Report, Australia, June 2000
- [13] Walter J.Sperko, "Exploring temper bead welding", Sperko Engineering Services, Welding Journal, August 2005

- [14] CME S.A., "Procedimento de Hot tapping interno da CME S.A. – doc.n.P-1170/1400-PRO-Q-0022-0", CME S.A., 2009
- [15] Bruce W.A. and Etheridge B., "Essential Elements of an Effective In-Service Welding Program", from 5th Asian Pacific IIW International Congress, "Welding Technology Institute of Australia, Sydney, Australia, March 7-9, 2007
- [16] Bruce W. A., "A Simple Approach to Hot Tap and Repair Sleeve Welding", from WTIA International Pipeline Integrity Conference, "Welding Technology Institute of Australia, Wollongong, Australia, March 7-9, 2005.
- [17] DIN, "DIN EN 910:1996 - Bend Testing of welds in metallic materials", 1996
- [18] I.-W. BANG, Y.-P. SON, K. H. OH, Y.-P. KIM, AND W.-S. KIM, "Numerical Simulation of Sleeve Repair, Welding of In-Service Gas Pipelines", Welding Journal, August 2005, 273-282
- [19] Y. Ito, M. Nakanishi, Y. Komizo. "Cold Cracking Susceptibility of girth welding for artic Grade line Pipe", AMERICAN SOCIETY FOR METALS J. MATERIALS FOR ENERGY SYSTEMS, ISSN 0162-9719/82/0901-0110500.75/0, VOL. 4, NO. 2, SEPTEMBER 1982 _9, 110-113
- [20] Rosenthal D. and Schmerber R,"Thermal study of arc welding - experimental verification of theoretical formulae", Welding Journal, 17, April 1938,2-8
- [21] H. W. LEE , "The Relationship between Boron Content and Crack Properties in FCAW Deposited Metal", Welding Journal, June 2006, 131s-136s
- [22] J.M.Vitek, S.A.David e C.R. Hinman A , "Improved Ferrite Number Prediction Model that Accounts for Cooling Rate Effects – Part 1 : Model Development", Welding Journal, January 2003, 10s-17s
- [23] H. Suzuki , "Cold cracking and its prevention in steel welding (Report 2 Root Cracking)", Japan Welding Society, Vol.10, N°2, October 1972, 10-19
- [24] G. Thelis, "Weldability of X100 line pipe", Science and Technology of Welding and joining, vol.5, n°6, 2000
- [25] Kenneth Hankasson, "Weld Metal Properties for Extra High Strenght Steels", Division of Welding, Department of Production Engineering, The Royal Institute of Technology, (KTH) Doctoral Thesis, Report August 2002, 1-36
- [26] S.Felber, "Fracture Mechanical Values of Modern Pipelines-Steels", Institute for Building Materials, Building Physics, and Fire Protection, Vienna, Austria
- [27] Chaowen Li, Yong Wang, Tao Han, Bin Han and Liying Li, "Microstructure and toughness of coarse grain heat-affected zone of domestic X70 pipeline steel during in-service welding", Advance Research Materials, Vols.79-82, 2009, pp 1169-1172
- [28] K. Poorhaydari, B.M. Patchett e D.G. Ivey, "Estimation of cooling Rate en the welding of plates with intermediate thickness", Welding Journal, October 2005, 149s-155s

- [29] Matthew A. Boring, PE., Wei Zhang, William A. Bruce, P.E., "Improved Burnthrough Prediction Model for In-Service Welding Applications", in: Proceedings of IPC2008, 7th International Pipeline Conference , September 29- October 3, 2008, Calgary, Alberta, Canada
- [30] L. Barsanti, G. Pozzoli, H. Hillenbrand, "Production and field weldability evaluation of X100 line pipe", EUROPIPE GmbH, 2001
- [31] Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker, "Mecânica da Fratura", Universidade de Rio Grande do Sul, Escola de Engenharia, Laboratório de Metalurgia Física, Porto Alegre, 2005
- [32] Dr. Subodh K. Das, "Materials Solutions for Hydrogen Delivery in Pipelines", Presentation to. U. S. Department of Energy. January 5, 2005, pag 23.
- [33] C.Moura, Augusto Fernandes, Paulo M.S. Tavares de Castro, "Fadiga de Estruturas Soldadas" Fundação Calouste Gulbenkian, Lisboa, 1986
- [34] K. Easterling, "Introduction to the physical metallurgy of welding", Ed. Butterworths, 1983
- [35] C. San Marchi, B.P. Somerday, "Technical Reference on Hydrogen Compatibility of Materials", Sandia Report, SAND2008-1163, California, March 2008
- [36] Wang Y. et al. (2002). "The research and development of high-strength line pipe in China, in: Proceedings of Pipe Dreamer's Conference, Application and Evaluation of High-Grade Linepipes in Hostile Environments", Yokohama, Japan, 7-8 November 2002, 53-84
- [37] Terada Y. et al (1997). "Development of API X 100 UOE line pipe, Nippon Steel Technical Report", Jan 1997. No. 72
- [38] Takeuchi I. et al (2002). "The prospect of high-grade steel pipe for gas pipelines, in: Proceedings of Pipe Dreamer's Conference, Application and Evaluation of High-Grade Linepipes in Hostile Environments", Yokohama, Japan, 7-8 November 2002, 185-202
- [39] Okatsu M. et al. (1997) "Metallurgical and mechanical features of X100 linepipe steel", in: Proceedings of the 16th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OAME97), III – Materials Engineering, 119-124
- [40] "API 5L (2000) Specification for Linepipe", American Petroleum Institute, 42nd Ed, January 2000
- [41] Blackman S. A. (2003). "An economic assessment of mechanised welding of high strength linepipe for the Australian pipeline industry, Pipes and Pipelines International", 48, No. 2, March-April 2003, 27-37
- [42] NACE TM0284-96(1996), "Standard test method- evaluation of pipeline steels and pressure vessels for resistance to hydrogen-induced cracking"
- [43] Gray J. M. and Pontremoli M. (1988), "Metallurgical options for API grade X70 and X80 linepipe", in: Proceedings of the Conference on Microalloyed HSLA Steels, Chicago, USA, 24-30 Sept, 1988, 171-199

- [44] Ito Y. and Bessyo K. (1968), "Weldability formula of high strength steels", IIW doc IX-576-68
- [45] Demofonti G. et al (2002), "Fracture behaviour of X100 gas pipeline by full-scale tests", in: Proceedings of Pipe Dreamer's Conference, Application and Evaluation offhigh-Grade Linepipes in Hostile Environments, Yokohama, Japan, 7-8 November 2002,245-261
- [46] Eiber R. J. Bubenik T. A. (1993), "Fracture control plan methodology", in: Proceedings of 81h Symposium on Linepipe Research, Pipeline Research Committee of the American Gas Association (AGA), Houston, USA
- [47] Yurioka N. (1990), "Carbon equivalents for hardenability and cold cracking susceptibility of steels", in: Proceedings of Select Conference on Hardenability of Steels, Derby, UY, 17 May 1990,41-50
- [48] BS EN 1011, "Welding - Recommendations for welding of metallic materials, Part 1 (1998): General guidance for arc welding and Part 2 (200 1): Arc welding of ferritic steels"
- [49] CR ISO 15608. (2000), "Welding -guidelines for a metallic material grouping system (ISO/TR 15608: 2000)"
- [50] D. K. Matlock, G. Krauss e J. G. Speer, Microstrustures and Properties of Direct-cooled Microalloy Forging Steels, Journal of Materials Processing Technology 117, pp 324-328,2001
- [51] "ESAB arc welding consumable catalogue" (2009). Publ. The Esab Group, Gothenburg, Sweden
- [52] BS EN 499 (1995), "Welding consumables - covered electrodes for metal arc welding of non-alloy and fine grain steels – classification"
- [53] Latvis S. D. and Valentini, Jr. T. N. (2000), "Technology trends - overcoming issues with welding high strength pipe", in: Proceedings ofthe Conference on Gas Metal Arc Weldingfor the 21' Century, publ. AWS, Orlando, Florida, 6-8 Dec 2000,239-246
- [54] Druhen-ChamauxM .- A. (2000), "Solidification cracking tendency of X100 weld metals", MSc Thesis, Cranfield University, Cranfield, Bedfordshire UK, September 2000
- [55] AWS/SFA 5.18-01(2001), "Specification for carbon steel filler metals for gas shielded arc welding", publ. ASME/AWS, Florida, USA
- [56] AWS/SFA 5.28-96(1996), "Specification for low alloy steel electrodes for gas shielded metal arc welding", publ. ASME/AWS, Florida, USA
- [57] Lancaster J. F. (1999), "The Metallurgy of Welding", 6th Edition, publ. Abington publishing, Cambridge, UK
- [58] BS EN 439: 1994 (1994), "Welding consumables - shielding gases for arc welding and cutting"
- [59] Quintino L. and Pires , "Influence of shielding gas composition on features of the GMAW process", IIWDoc. XII (1996)-1427-96

- [60] RI 14 - I. PIRES, L. QUINTINO, R. M. MIRANDA, J. P. GOMES, "Fume emissions during Gas Metal Arc Welding", *Toxicological and Environmental Chemistry*, 88, (3), 2006, 385-394.
- [61] Devletian J. H., Singh D. and Wood, W. E. (1995), "Welding of HSLA-100 steel using ultra low carbon bainitic weld metal to eliminate preheating" in: *Proceedings of the 4th International Conf. on Trends in Welding Research*, Tennessee, USA, 5-8 th June 1995, 341-345
- [62] Widgery D. J. (1997), "High strength weld metals", Lincoln Patent EP 0448 791 B I, Esab Internal Technical Report TR 807, January 1997
- [63] Barsanti L., Bruschi R. and Donati E. (2002). "From X80 to X100: know-how reached by the ENI group on high strengths steel", in: *Pipe Dreamer's Conference Application and Evaluation of High-Grade Linepipes in Hostile Environments*, Japan, November 2002, 231-244
- [64] Fonda R. W. and Spanos G. (2000), "Microstructural evolution in ultra-low-carbon steel weldments- part 1: controlled thermal cycling and continuous cooling transformation diagram of the weld metal", *Metallurgical and Materials Transactions A*, 31A, September 2000, 2145-2153
- [65] BS 7910: 1999, "Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures"
- [66] BS 7448. "Fracture mechanics toughness tests - Part 1 (1991)*: method for determination of K_{1c}, critical CTOD and critical J values of metallic materials, and Part 2 (1997): method for determination of K_{1c}, critical CTOD and critical J values of welds in metallic materials. * Part 1 now partly superseded by BS EN 12737"
- [67] BS EN ISO 3690: 2001, "Welding and allied processes - Determination of hydrogen content in ferritic steel arc weld metal"
- [68] EN ISO 13916: 1996, "Welding - Guidance on the measurement of preheating temperature, interpass; temperature and preheat maintenance temperature"
- [69] BS EN 462-1: 1994, "Non-destructive testing - Image quality of radiographs - Part I- Image quality indicators (wire type) - determination of image quality value"
- [70] BS EN 1435: 1997, "Non-destructive examination of welds - Radiographic examination of welded joints"
- [71] BS EN 288-9: 1999, "Specification and approval of welding procedures for metallic materials - Part 9: Welding procedure test for pipeline welding on land and offshore site butt welding of transmission pipelines"
- [72] BS EN 10002-1: 2001, "Tensile testing of metallic materials. Part I: Method of test at ambient temperature"

- [73] BS EN 10045-1 : 1990, "Charpy impact test on metallic materials. Part I: Test method (V- and U- notches)"
- [74] BS EN 1043, "Destructive tests on welds in metallic materials - Hardness test. Part 1 (1996): Hardness test on arc welded joints. Part 2 (1997): Micro hardness testing on welded joints"
- [75] BP Exploration Operating Company Ltd (2002). "Specification for the manufacture of longitudinal seam submerged arc welded grade high strength steel (X80-X 100) linepipe for gas pipelines – Supplementary requirements to API 5L (42nd edition)"
- [76] Zhang Z. and Farrar R. A. (1995), "An atlas of continuous cooling transformation (CCT) diagrams applicable to low carbon low alloy weld metals", publ. The Institute of Materials, London, 57
- [77] API 5CT (2001). "Specification for casings and tubings", seventh edition, October, 2001

ANEXOS

ANEXO I

Exemplo de uma WPS destinada à execução do provete numa soldadura longitudinal

Cliente: -
Client

Projecto: -
Project

Obra nº -
Site

W.P.S. – Welding Procedure Specification

Documento nº
Document nº : CME Enginnering – WPS – 037

0	11.05.09	Emitido p/ Aprovação	Technical Dept.	Technical Dept.	Director Tecnico
Rev.	Data	Revisão	Preparado por	Verificado por	Aprovado por

1 Procedure Description

Reparações nas soldaduras longitudinais dos acessórios em carga, na raiz, no enchimento e na capa.

2 Standart reference

RENGasodutos SPC-PCO-0105 rev.1 / API std 1104

3 Welding process

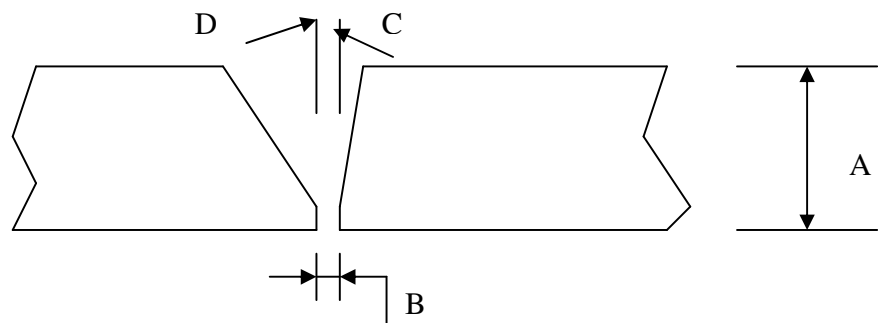
SMAW

4 Base Material

Steel class : P355 NL1

Wall thickness: 60 mm

5 Joint design

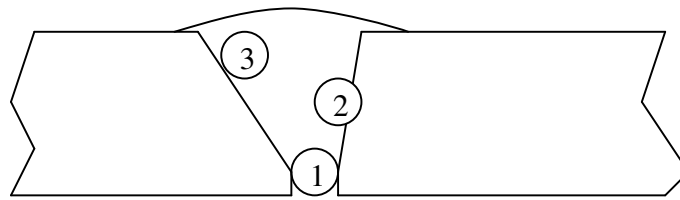


A = ALL

B = 3 + 3 – 0 mm

C = 10 + 5 – 0 mm

D = 30 + 5 – 0 mm



PASS LOCATIONS

6 Welding Position

2 G

7 Number of welders for each pass

Um

8 Filler Metal

Pass n.º	Supplier	Type	Diam(mm)	A.W.S. Classification
1º	BOHLER	FOX BVD 90	3,2	A5.5 – E9018-G
2º	BOHLER	FOX BVD 90	3,2	A5.5 – E9018-G
3º	BOHLER	FOX BVD 90	4,0	A5.5 – E9018-G

9 Direction of Welding

Horizontal

10 Electrical Characteristics

DCEP (-).

Pass n.º	Voltage – V	Amperage – Amp	Speed mm/min
1º	20-23	100-150	210
2º	21-24	110-150	140
3º	22-25	160-200	180

11 Preheating

Min. 150°C oxi-propano em todo o acessório, e 250°C na zona a reparar com difusor.

12 Method of Defect Removal

O defeito será removido por meios mecânicos (rebarbadora) até a superfície encontrada se encontrar sã. Será removido pelo menos 50 mm de abertura.

13 Method of exploration of the defected and other requirements of non-destructive controle

Por ultra-sons e líquidos penetrantes na zona a verificar a solidez do cordão remanescente.